Institutul Politehnic București
FACULTATEA DE METALURGIE
CATEDRA TURNĂTORIE - AGREGATE

Voicu BRABIE, Constantin BRATU,
Pavel TOBOC, Gigel NEAGU

TEHNOLOGIA ELABORARII ȘI TURNARII OȚELULUI

Lucrări practice

pentru uzul studenților

1985

INSTITUTUL POLITEHNIC BUCURESTI
FACULTATEA DE METALURGIE
CATEDRA TURNATORIE - AGREGATE

S.l.dr.ing.Voicu BRABIE, S.l.dr.ing.Constantin BRATU,
S.l.ing.Pavel TOBOC, Asist.ing.Gigel NEAGU

TEHNOLOGIA ELABORARII SI TURNARII OTELULUI

LUCRARI PRACTICE

C U P R I N S

CAPITOLUL 1

APLICATII LA LEGILE TERMODINAMICE SI TERMOCHIMICE CU APLICABILITATE IN PROCESELE DE ELABORARE A OTELURILOR

1.1. Să se calculeze activitatea fosforului într-un aliaj Fe-C-P care conţine 1,55% P şi 0,60% C. Starea standard se alege astfel încît $a_P \longrightarrow \%\ P$ cînd $\%\ P \longrightarrow 0$. Coeficienţii de interacţiune se aproximează ca fiind: $e_P^C = 0{,}126$ şi $e_P^P = 0{,}062$.

Rezolvare:

Conform legii lui Henry, într-o soluţie infinit diluată, $N_i \longrightarrow 0$, activitatea este direct proporţională cu concentraţia:

$$a_N = f_N \left[\%\ N\right].$$

unde: f_N – coeficientul de activitate a lui „N" în soluţie infinit diluată

$$a_P = f_P \left[\%\ P\right].$$

Coeficientul de activitate se poate calcula cu relaţia Wagner-Chipman

$$\log f_P = e_P^P \left[\%\ P\right] + e_P^C \left[\%\ C\right].$$

Prin înlocuire se obţine:

$$\log f_P = 0{,}062 \cdot 1{,}55 + 0{,}126 \cdot 0{,}60 = 0{,}172;$$

$$\log f_P = 0{,}172 \Longrightarrow f_P = 1{,}48.$$

Deci, activitatea fosforului va fi:

$$a_P = 1{,}48 \cdot 1{,}55 = 2{,}29.$$

Concluzie

Cu micşorarea conţinutului de carbon, rezultă o activitate a fosforului mai mică la acelaşi conţinut de fosfor şi deci procesul de defosforare se va face mai greu.

*

1.2. Pe baza datelor din figura de mai jos să se calculeze coeficientul de interacţiune e_O^C ştiind că $e_C^C = 0{,}22$.

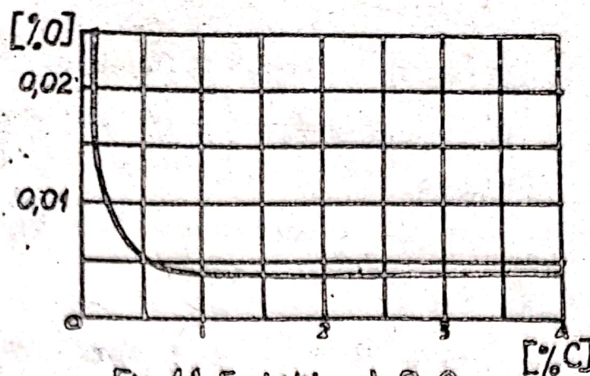


Fig.1.1. Echilibrul C-O.

Rezolvare:

Pentru reacţia: $[\%\ C] + [\%\ O] \rightarrow \{CO\}$, (1)

se obţine din tabele termodinamice :

$$\Delta G^o = -\ 851o - 7{,}52\ T$$

Pentru reacţia (1) se poate scrie valoarea constantei de echilibru:

$$K_c = \frac{P_{CO}}{a_C \cdot a_O}.$$

Variaţia entalpiei libere standard este dată de relaţia:

$$\Delta G^o = -\ RT\ \ln K = -\ RT\ \ln \frac{P_{CO}}{a_C \cdot a_O}.$$

In condiţiile în care $P_{CO} = 1$ at se obţine:

$$\Delta G^o = -\ RT\ \ln \frac{1}{a_C \cdot a_O} = RT\ \ln a_C \cdot a_O ;$$

$$-\ 226oo = RT\ \ln a_C \cdot a_O ,$$

$$\log a_C \cdot a_O = -\frac{226oo}{4{,}58\ .\ 1873} = -\ 2{,}64\ .$$

Deoarece $a_C = f_C\ [\%\ C]$.

prin logaritmare şi în conformitate cu relaţia Wagner-Chipman se poate scrie:

$$\log a_C = \log f_C\ [\%\ C] = \log f_C + \log [\%\ C],$$

$$\log a_C = \log [\%\ C] + e_C^C\ [\%\ C] + e_C^O\ [\%\ O].$$

Similar se poate scrie:

$$\log a_O = \log [\%\ O] + e_O^O\ [\%\ O] + e_O^C\ [\%\ C].$$

Considerînd că $[\%\ O] \approx 0$ obţinem:

$$\log a_C + \log a_O = \log [\%\ C] + e_C^C\ [\%\ C] + \log [\%\ O] + e_O^C\ [\%\ C],$$

$$\log a_C \cdot a_O = -\ 2{,}64\ .$$

sau

$$-2,64 = \log [\% C] + e_C^C [\% C] + \log [\% O] + e_O^C [\% C];$$

Din figura 1.1. se aleg punctele: $[\% C] = 1$; $[\% O] = 0,0035$;
Prin înlocuire se obţine:

$$-2,64 = \log [1] + 0,22 + \log 0,0035 + e_O^C,$$

$$e_O^C = -0,42 .$$

Un calcul similar pentru % C = 3,3 conduce la $e_O^C = -0,45$.

Deoarece în literatura de specialitate pentru coeficientul de interacţiune e_O^C valorile date sînt cuprinse în intervalul $[-0,40; -0,50]$, rezultatele calculelor efectuate sînt corecte.

*

1.3. In cursul elaborării unei şarje de oţel care trebuie să conţină maximum 0,1% Co, analizele efectuate au indicat un conţinut de 0,5% Co. Stiind că micşorarea conţinutului de cobalt din oţel nu poate avea loc printr-o reacţie de afinare, să se determine presiunea necesară micşorării conţinutului de cobalt prin tratarea băii metalice de oţel la 1580°C într-o instalaţie sub vid de tip D.H.

Rezolvare:

In general la tratarea oţelurilor în instalaţii sub vid se calculează conţinuturile teoretice ce pot fi obţinute în condiţii de echilibru la temperatura şi presiunea date.

Se defineşte coeficientul de activitate ca raportul dintre activitatea unui component şi fracţia sa molară:

$$\gamma_i = a_i / X_i .$$

Pentru soluţii reale, legea lui Raoult se poate exprima sub forma:

$$a_i = P_i / P_i^o ,$$

unde: P_i - presiunea de vapori a componentului „i" în soluţie;

P_i^o - presiunea de vapori a componentului pur.

In condiţii de echilibru, activitatea cobaltului din faza gazoasă trebuie să fie egală cu cea din faza lichidă.

$$\frac{P_{Co}}{P_{Co}^o} = \gamma_{Co}^o \; X_{Co} . \qquad (1)$$

Pentru o soluţie infinit diluată $\gamma_{Co} = 1$.

De asemenea se poate calcula cu aproximație X_{Co} avînd în vedere că se poate defini compoziția chimică a unei soluții prin fracție molară X_i, a componentului „i" în soluție, care conține i, j și k componenți:

$$X_i = \frac{n_i}{n_i + n_j + n_k} = \frac{\frac{\% i}{M_i}}{\frac{\% i}{M_i} + \frac{\% j}{M_j} + \frac{\% k}{M_k}},$$

unde: n_i - numărul de moli prezenți într-o soluție dată;
% i - procentul în greutate de „i";
M_i - masa moleculară a lui „i".

Considerînd baia de oțel o soluție infinit diluată, avem:

$$X_{Co} = \frac{\frac{\% Co}{59}}{\frac{100}{56}} = \% Co\ \frac{0,95}{100}.$$

Din tabele termodinamice se obține:

$$\log P^o_{Co} = - \frac{21200}{T} + 6837$$

Pentru temperatura de 1580°C, $P^o_{Co} = 2,5 \cdot 10^{-5}$ at.

Inlocuind în relația (1), se va obține:

$$\frac{\frac{P_{Co}}{760}}{2,5 \cdot 10^{-5}} = 1 \cdot 0,1 \cdot \frac{0,95}{100},$$

$$P_{Co} = 0,18 \cdot 10^{-4} \text{ torr} \approx 0,24 \cdot 10^{-2}\ N/m^2$$

Rezultă deci că în mod practic nu se poate micșora conținutul de cobalt din oțelul dat prin tratarea sub vid în instalații D.H.

*

1.4. Să se traseze diagrama de variație a conținutului de carbon în funcție de cel de crom, pînă la 20% Cr, într-un oțel inoxidabil la temperatura de 1650°C. Se cunosc:

- $P_{CO} = 1$ atm $\approx 1,013 \cdot 10^5\ N/m^2$
- $a_{Cr_2O_3} = 0,1$;
- $e^{Cr}_{Cr} = 0,0035$; $e^{C}_{C} = 0,22$;
- $e^{Cr}_{C} = - 0,036$; $e^{C}_{Cr} = - 0,17$;

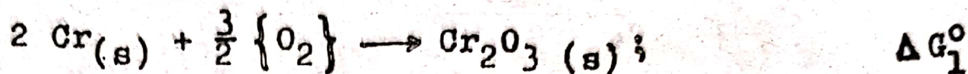
Rezolvare:

Reacţia care are loc în baia metalică în timpul procesului de elaborare este de forma:

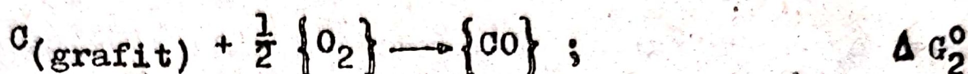


$$3\,[C] + (Cr_2O_3) \longrightarrow 2\,[Cr] + 3\,\{CO\}. \qquad \Delta G^o$$

Această reacţie rezultă prin combinarea mai multor reacţii după cum urmează:



$$2\,Cr_{(s)} + \frac{3}{2}\{O_2\} \longrightarrow Cr_2O_{3\,(s)}\,; \qquad \Delta G_1^o$$



$$C_{(grafit)} + \frac{1}{2}\{O_2\} \longrightarrow \{CO\}\,; \qquad \Delta G_2^o$$



$$C_{(grafit)} \longrightarrow [\%\,C]\,; \qquad \Delta G_3^o$$



$$Cr_{(s)} \longrightarrow \%\,Cr\,. \qquad \Delta G_4^o$$

Valoarea lui ΔG^o este dată de relaţia:

$$\Delta G^o = -\,\Delta G_1^o + 3\,\Delta G_2^o - 3\,\Delta G_3^o + 2\,\Delta G_4^o\,.$$

Prin înlocuire în această relaţie cu valorile pentru ΔG_1^o, ΔG_2^o, ΔG_3^o şi ΔG_4^o luate din tabele termodinamice, se obţine:

$$\Delta G^o = 181000 - 114{,}6\ T$$

Stiind că valoarea entalpiei libere este dată de relaţia:

$$\Delta G^o = -\,RT\ \ln K\,;$$

şi că:

$$K_p = \frac{P_{Co}^3 \cdot a_{Cr}^2}{a_C^3 \cdot a_{Cr_2O_3}}\,,$$

$$\log K_p = \log \frac{P_{Co}^3 \cdot a_{Cr}^2}{a_C^3 \cdot a_{Cr_2O_3}}\,;$$

vom obţine:

$$\ln K = -\frac{\Delta G^o}{RT}\,; \qquad \log K = -\frac{39000}{4{,}58 \cdot 1973}\,;$$

$$\log \frac{P_{Co}^3 \cdot a_{Cr}^2}{a_C^3 \cdot a_{Cr_2O_3}} = -\frac{39000}{4{,}58 \cdot 1973}\,;$$

Pentru $P_{Co} = 1$ şi $a_{Cr_2O_3} = 0{,}1$ se obţine:

$$\log \frac{a_{Cr}^2}{a_C^3} - \log 0,1 = - \frac{39000}{4,58 \cdot 1973},$$

$$\log \frac{a_{Cr}^2}{a_C^3} = 3,43 \Longleftrightarrow 2 \log a_{Cr} - 3 \log a_C = 3,43,$$

$$\log a_C = - 1,143 + 0,667 \log a_{Cr} . \qquad (1)$$

Cunoscînd că activitatea elementelor se schimbă cu compoziţia topiturii conform relaţiei:

$$a_N = f_N [\% N];$$

$$a_C = f_C [\% C] ; \qquad a_{Cr} = f_{Cr} [\% Cr] .$$

In continuare se calculează valorile coeficienţilor de activitate f_C şi respectiv f_{Cr} pentru diferite conţinuturi de crom şi respectiv carbon pe baza relaţiilor:

$$\log f_{Cr} = e_{Cr}^{Cr} [\% Cr] + e_{Cr}^{C} [\% C] . \qquad (2)$$

$$\log f_C = e_C^C [\% C] + e_C^{Cr} [\% Cr] . \qquad (3)$$

Rezultatele calculelor sînt prezentate în tabelul de mai jos:

Tabelul 1.1.

% Cr	% C	f_{Cr}	f_C
20	1	0,8	0,3
10	1	0,7	0,7
1	1	0,7	1,5
20	0,1	1,1	0,2
10	0,1	1,0	0,5
1	0,1	1,0	1,0

Pe baza acestor date se trasează diagrama din figura 1.2. în care se prezintă variaţia coeficienţilor de activitate pentru crom şi respectiv carbon în funcţie de conţinutul de crom pentru conţinuturi de carbon constante.

Calculul în continuare a conţinutului de carbon în funcţie de conţinutul de crom din oţel decurge prin aproximări succesive.

Se consideră $[\% Cr] = 20\%$ şi se aproximează că la un conţinut de carbon de circa 1% se obţine echilibrul.

Pe baza valorilor din tabelul 1.1. prin înlocuire în relaţia (1) obţinem:

$$\log 0,3 [\% C] = - 1,143 + 0,667 \log 0,8 \cdot 20$$

$$\log [\% C] = - 1,143 - \log 0,3 + 0,667 \log 16$$

$$[\% C] = 1,053 .$$

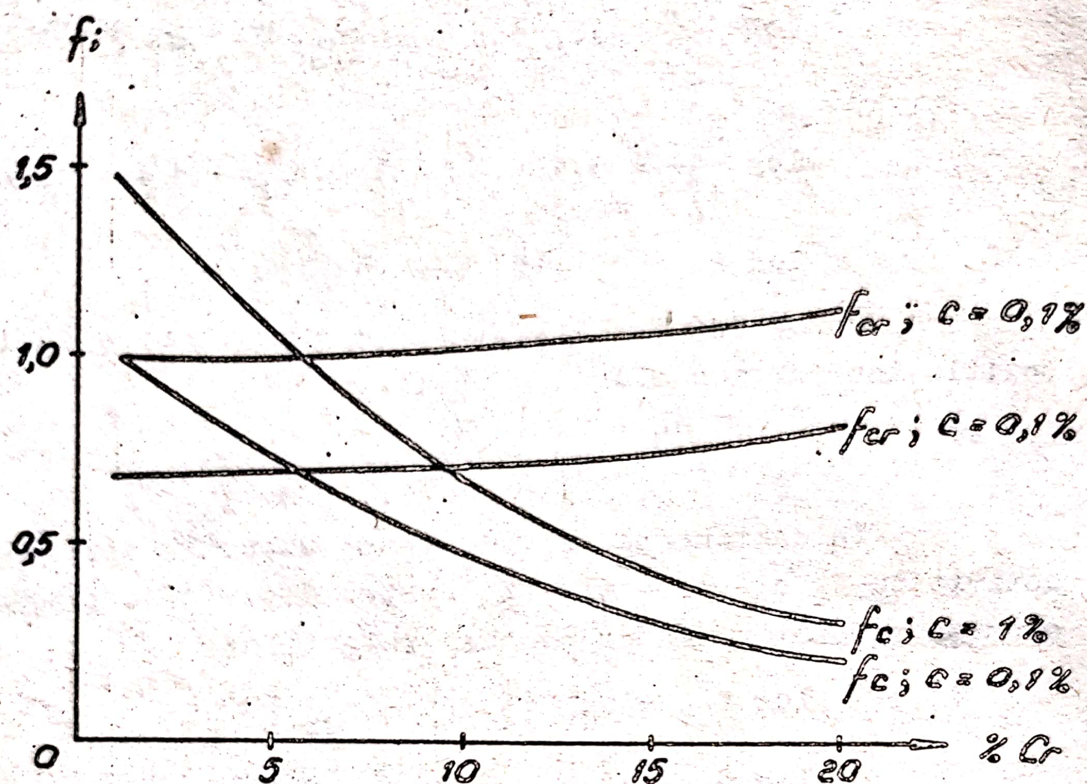


Fig. 1.2. Variaţia coeficienţilor de activitate

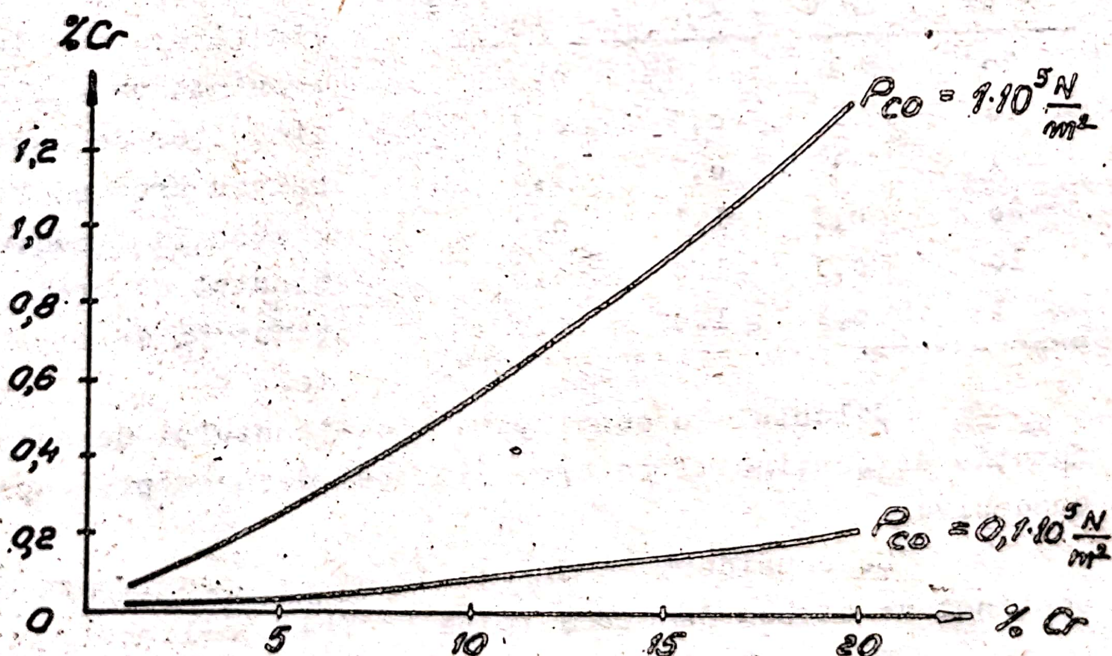


Fig. 1.3. Variaţia conţinutului de carbon în funcţie de conţinutul de crom.

Deoarece valoarea obţinută este mult mai mare decît cea considerată se corectează coeficienţii de activitate f_{Cr} şi f_C. Corecţia se poate face atît grafic, prin interpolare folosind diagrama din figura 1.2. cît şi analitic cu relaţiile (2) şi (3).

Prin interpolare în figura 1.2. se obţine f_{Cr} = 0,7 şi f_C = 0,33.

In acest caz vom avea:

$$\log 0{,}33\,[\%\,C] = -1{,}143 + 0{,}667 \log 0{,}7 \cdot 20$$

$$[C] = 1{,}27\%$$

In mod similar se continuă calculul pentru conţinuturi de crom de 15, 10, 5 şi respectiv 1%. Rezultatele sînt prezentate în tabelul 1.2.

Tabelul 1.2.

% Cr	1	5	10	15	20
% C	0,07	0,25	0,55	0,9	1,3

Pe baza acestor date se poate trasa diagrama de variaţie a carbonului în funcţie de conţinutul de crom dintr-un oţel inoxidabil pentru P_{CO} = 1 atm, figura 1.3.

In mod analog calculului de mai sus se poate face un calcul şi pentru P_{CO} = 0,1 atm. = $0{,}1 \cdot 10^5$ N/m²

Din figura 1.3. se poate observa importanţa deosebită pe care o prezintă scăderea presiunii parţiale a oxidului de carbon, în vederea obţinerii unor oţeluri inoxidabile cu conţinuturi foarte scăzute de carbon (procedeul AOD).

x

1.5. O topitură Fe-Si cu masa de 1000 g şi un conţinut iniţial de 0,5% Si, este adusă în echilibru cu 100 g zgură, la temperatura de 1600°C. Conţinutul iniţial de SiO_2 din zgură este zero, iar potenţialul de oxigen 1,2 . 10^{-11} atm = $1{,}2 \cdot 10^{-6}$ N/m².

Stiind că activitatea SiO_2 în zgură după stabilirea echilibrului se exprimă prin relaţia:

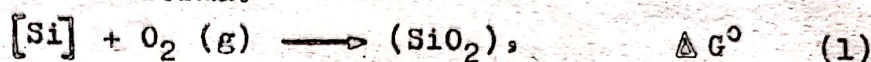
$$a_{SiO_2} = \frac{1}{7}\sqrt{\%\,SiO_2}\ ,$$

să se calculeze conţinutul de siliciu al băii metalice după stabilirea echilibrului baie-zgură.

Se cunosc: $M_{Si} = 28$; $M_{SiO_2} = 60$;

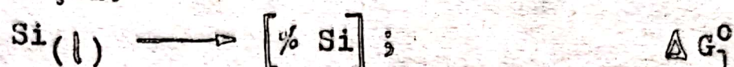
Rezolvare:

Reacţia care are loc pentru stabilirea echilibrului topitură-zgură este de forma:

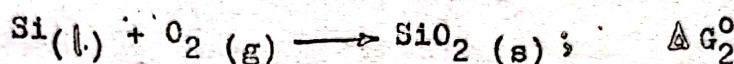


$$[Si] + O_2\ (g) \longrightarrow (SiO_2), \qquad \Delta G^o \qquad (1)$$

Entalpia liberă a reacţiei (1) se determină pe baza următoarelor reacţii:



$$Si_{(l)} \longrightarrow [\%\ Si]; \qquad \Delta G_1^o$$



$$Si_{(l)} + O_2\ (g) \longrightarrow SiO_2\ (s); \qquad \Delta G_2^o$$

$$\Delta G_1^o = -\ 28500 + 6{,}09\ T.$$

$$\Delta G_2^o = -\ 221000 + 46{,}2\ T.$$

$$\Delta G^o = \Delta G_2^o - \Delta G_1^o = -\ 221000 + 46{,}2 + 28500 - 6{,}09 = $$
$$= -\ 192500 + 52{,}29\ T.$$

Constanta de echilibru a reacţiei (1) este:

$$K_p = \frac{a_{SiO_2}}{a_{Si}\ P_{O_2}} = \frac{\frac{1}{7}\sqrt{\%\ SiO_2}}{[\%\ Si]\ .\ 1{,}2\ .\ 10^{-11}}, \qquad (2)$$

deoarece $a_{Si} = f_{Si}[\%\ Si]$, şi considerînd că siliciul formează o soluţie ideală, dizolvîndu-se ideal în fierul lichid, se poate scrie:

$$a_{Si} = [\%\ Si].$$

In continuare se scrie ecuaţia bilanţului siliciului pentru 1000 g topitură fier şi 100 g zgură înainte şi după stabilirea echilibrului:

$$0{,}5\ .\ \frac{1000}{100} = [\%\ Si]\ .\ \frac{1000}{100} + \frac{28}{60}(\%\ SiO_2)\ \frac{100}{100}$$

$$5 = 10\ [\%\ Si] + \frac{28}{60}(\ SiO_2)$$

$$(\%\ SiO_2) = \frac{75}{7}(1 - 2\ [\%\ Si]) \qquad (3)$$

Prin înlocuirea relaţiei (3) în relaţia (2) şi prin logaritmare vom obţine:

$$\log K_p = \log \frac{\frac{1}{7}\sqrt{\frac{75}{7}(1 - 2\ \%\ Si\ )}}{[\%\ Si]\ .\ 1{,}2\ .\ 10^{-11}}$$

$$\log K_p = \log \frac{1}{7} + \frac{1}{2}\log \frac{75}{7}(1 - 2\ [\%\ Si]\ ) - \log [\%\ Si] -$$
$$-\ \log 1{,}2\ .\ 10^{-11} \qquad (4)$$

Dependenţa constantei de echilibru K_p de temperatură este dată de relaţia:

$$\Delta G^o = - RT \ln K,$$

$$\ln K = - \frac{\Delta G^o}{RT} .$$

Inlocuind valoarea lui ΔG^o pentru temperatura de 1600°C:

$$\log K = - \frac{192500 + 52,29\ T}{RT} = - \frac{192500}{4,58 . 1873} + \frac{52,29}{4,58} = 11 .$$

In acest caz relaţia (4) devine:

$$11 = \log \frac{1}{7} + \frac{1}{2} \log \frac{75}{7} (1 - 2 [\%\ Si]) - \log [\%\ Si] - \log . 1,2 . 10^{-11} ;$$

$$\log [\%\ Si] - \frac{1}{2} \log \frac{75}{7} (1 - 2 [\%\ Si]) = - 11 + \log \frac{1}{7} - \log 1,2 + 11 .$$

$$\frac{[\%\ Si]}{\sqrt{\frac{75}{7} (1 - 2 [\%\ Si])}} = \frac{1}{7 . 1,2} .$$

Prin ridicare la pătrat şi efectuarea calculelor se obţine

$$[\%\ Si]^2 + 0,304 [\%\ Si] - 0,152 = 0 .$$

Luînd în considerare valoarea pozitivă a ecuaţiei se obţine conţinutul de siliciu al băii metalice după stabilirea echilibrului topitură zgură:

$$[\%\ Si] = 0,27 .$$

*

1.6. Pe baza datelor din figura 1.4. să se calculeze coeficientul de interacţiune de ordinul doi, r_O^P. Conţinutul de oxigen în timpul cercetărilor efectuate a fost foarte scăzut.

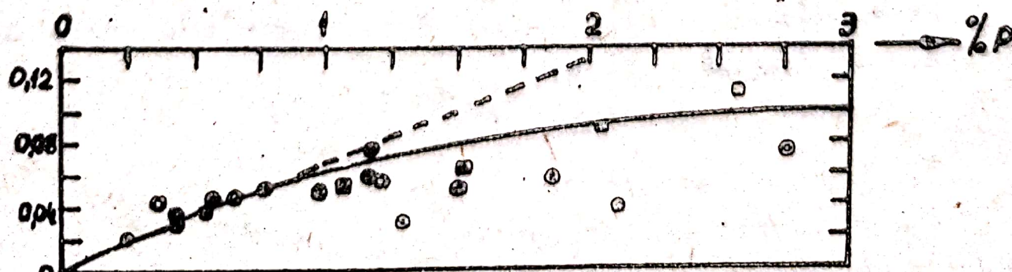


Fig.1.4. Dependenţa dintre coeficientul de activitate al oxigenului şi concentraţia de fosfor în baia metalică Fe - P - O

Rezolvare:

Pentru calculul coeficientului de activitate a oxigenului se poate utiliza relaţia:

$$\log f_O = e_O^O [\% O] + e_O^P [\% P] + r_O^O [\% O]^2 + r_O^P [\% P]^2 + r_O^P [\% P][\% O] .$$

Deoarece conţinutul de oxigen al băii metalice a fost foarte scăzut relaţia (1) se poate scrie:

$$\log f_O = e_O^P [\% P] + r_O^P [\% P]^2 . \qquad (2)$$

Prin definiţie, se exprimă coeficientul de interacţiune de ordinul întîi, e_O^P, prin relaţia:

$$e_O^P = \left(\frac{\partial \log f_O}{\partial \% P} \right)_{\% P \to 0} .$$

Dacă la curba din figura 1.4. se trasează tangenta în punctul $[\% P] = 0$, atunci $tg\alpha$ reprezintă tocmai e_O^P.

$$e_O^P = \frac{0,14}{2,1} = 0,067 .$$

După cum se constată din figură, coeficienţii de ordinul unu, e_O^P, pot fi utilizaţi pînă la conţinuturi de 0,75% P, adică pe acele porţiuni pe care tangenta urmăreşte curba. Peste aceste valori va trebui să se ia în considerare coeficienţii de interacţiune de ordinul doi, r_O^P.

Pentru calculul valorilor r_O^P, se utilizează metoda încercărilor, pe baza datelor din figura 1.4.

Astfel pentru $[\% P] = 3$ se obţine $\log f_O = 0,1$. Prin înlocuire în relaţia (2) se obţine:

$$0,10 = 0,067 \cdot 3 + r_O^P \cdot 3^2 ,$$

$$r_O^P = - 0,011 .$$

Pentru $[\% P] = 2$ se obţine $\log f_O = 0,09$. Prin înlocuire în relaţia (2) se obţine:

$$0,09 = 0,067 \cdot 2 + r_O^P 2^2$$

$$r_O^P = - 0,011 .$$

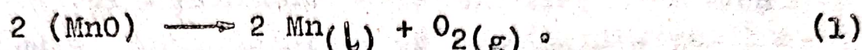
Coeficienţii de interacţiune de ordinul doi se utilizează de obicei numai în cazul oţelurilor inoxidabile, rapide şi în general înalt aliate.

x

1.7. Se consideră o zgură lichidă la temperatura de 1600°C cu următoarea compoziţie: 40% MnO; 10% FeO; 20% SiO_2 şi 30% CaO. Să se determine potenţialul de oxigen la care poate avea loc separarea manganului din zgură.

Rezolvare:

Disocierea oxidului de Mn din zgură poate avea loc pe baza reacţiei:



$$2\,(MnO) \longrightarrow 2\,Mn_{(l)} + O_{2(g)} . \qquad (1)$$

Pentru reacţia (1) la temperatura de 1600°C, valoarea entalpiei libere ΔG^o = 115000 cal = 480.700 J.

Constanta de echilibru a reacţiei (1) este:

$$K_p = \frac{P_{O_2} \cdot a^2_{Mn}}{a^2_{MnO}} .$$

Deoarece în urma procesului de disociere a oxidului de Mn din zgură rezultă mangan metalic lichid se consideră $a_{Mn} = 1$.

Stiind că:

$$\Delta G^o = -RT \ln K_p = -4,576\, T \log K_p ,$$

pentru temperatura de 1600°C se poate scrie:

$$\log \frac{P_{O_2}}{a^2_{Mn}} = -\frac{\Delta G^o}{4,576\, T} ;$$

$$\log \frac{P_{O_2}}{a^2_{MnO}} = -\frac{115000}{4,576 \cdot 1873} ; \qquad \log \frac{P_{O_2}}{a^2_{MnO}} = -13,40$$

$$\log P_{O_2} - 2 \log a_{MnO} = -13,40$$

$$\log P_{O_2} = 2 \log a_{MnO} - 13,40 . \qquad (2)$$

In relaţia (2) nu se cunoaşte a_{MnO}. Pentru calculul activităţii în zgură se adoptă modelul lui Temkin.

Pe baza teoriei ionice asupra structurii zgurilor metalurgice topite, Temkin a definit activitatea unui component care în soluţie ionică ideală formează v_+ cationi şi v_- anioni:

$$a = N_+^{v+} \cdot N_-^{v-} ,$$

$$a_{MnO} = N^{2+}_{Mn} \cdot N^{2-}_{O} .$$

unde: N_{Mn} - fracţia ionică pentru Mn^{2+};
N_O - fracţia ionică pentru O^{2-} (ionii de oxigen liberi)

Pentru fiecare tip de ioni se poate defini fracţia lară:

$$N_{R^+} = \frac{n_{R^+}}{n_+} \; ; \quad N_{y^-} = \frac{n_{y^-}}{n_-} \; ;$$

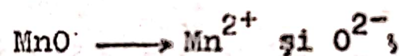
unde s-a notat: R^+ cationul şi y^- anionii;
n - numărul de moli.

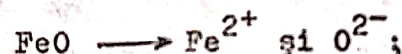
$$N_{Mn} = \frac{n_{Mn}}{n_{Mn} + n_{Fe} + n_{Ca}} \; .$$

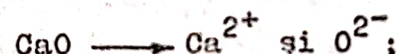
$$N_O = \frac{n_O}{n_O + n_{SiO_4}} \; .$$

Oxizii din compoziţia zgurii formează următorii cationi şi anioni:









In tabelul 1.3. se prezintă rezultatele calculelor pentru 1ooo g zgură.

Tabelul 1.3.

Oxid	Masa [g]	Număr de moli	Oxigen total [moli]	Oxigen legat [moli]	Oxigen liber [moli]
MnO	4oo	5,64	5,64	-	
FeO	1oo	1,39	1,39	-	
SiO_2	2oo	3,34	6,68	13,36	
CaO	3oo	5,36	5,36	-	
TOTAL	1ooo		19,o7	13,36	19,o7 - 13,36 = 5,71

$$N_{Mn} = \frac{5,64}{5,64 + 1,39 + 5,36} = o,455 .$$

$$N_O = \frac{5,71}{5,71 + 3,34} = o,632 .$$

$$a_{MnO} = o,455 \cdot o,632 = o,288 .$$

Inlocuind a_{MnO} în relaţia (2) obţinem:

$$\log P_{O_2} = 2 \log 0,288 - 13,40$$

$$\log P_{O_2} = - 14,5$$

$$P_{O_2} = 3 \cdot 10^{-15} \text{ at} = 3 \cdot 10^{-10} \text{ N/m}^2$$

*

1.8. In cadrul unor încercări privind desulfurarea fierului lichid s-a studiat posibilitatea utilizării hidrogenului ca agent desulfurant în baza reacţiei:



$$\{H_2\} + [S] \longrightarrow \{H_2S\} \qquad (1)$$

Incercările au fost efectuate într-un creuzet de alumină peste care s-a trecut un curent de hidrogen şi argon. Utilizînd un amestec 50% H_2 şi 50% Ar la o presiune totală de 1 at s-a obţinut o viteză de desulfurare:

$$\mathring{n}_S = 1,18 \cdot 10^{-6} \, a_S \, [\text{mol/s}] ,$$

unde: a_S - activitatea sulfului în topitură;

La temperatura de 1550°C constanta reacţiei de desulfurare este $K_S = 2,44 \cdot 10^{-3}$. Se cunoaşte de asemenea coeficientul de difuzie $D_{H_2S} = 5,72$ cm²/s şi suprafaţa de contact gaz-metal egală cu 8,65 cm².

Să se determine grosimea stratului de difuzie de la limita de fază metal-gaz.

Rezolvare:

Se consideră ca factor limitator de viteză difuzia H_2S într-un strat la limita de fază metal-gaz.

In condiţii de regim staţionar se poate aplica prima lege a lui Fick:

$$\mathring{n}_s = - DA \frac{\partial c}{\partial x} ,$$

unde: $\mathring{n}_s$ - viteza de desulfurare, $\mathring{n}_s = \frac{dn_s}{dt}$;

D - coeficientul de difuzie, în cm²/s;

A - suprafaţa de difuzie;

$\frac{\partial c}{\partial x}$ - gradientul de concentraţie.

Se admite că în tot timpul încercărilor $P_{H_2} \gg P_{H_2S}$.

Procesul se desfăşoară astfel încît $\mathring{n}_s = \mathring{n}_{H_2S}$.

Gradientul de concentrație este reprezentat în figura 1.5.

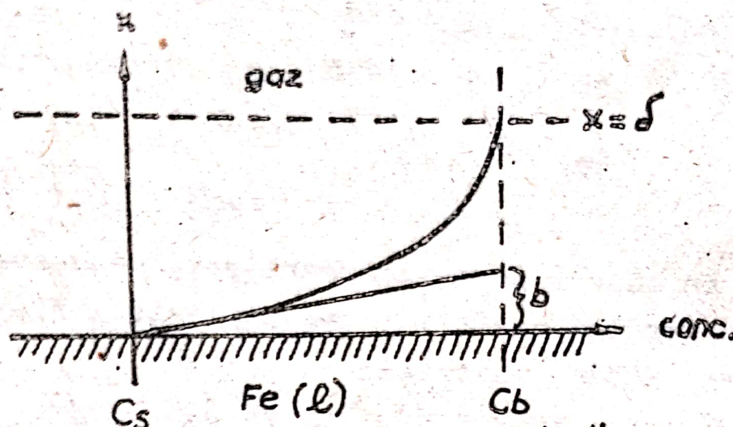


Fig. 1.5. Gradientul de concentrație

Reprezentările din figura 1.5. au următoarele semnificații:

δ - grosimea reală a stratului limită de fază;

b - grosimea echivalentă a stratului limită de fază.

Grosimea echivalentă b, se poate determina grafic ducînd tangenta la curba $\frac{\partial c}{x}$ în punctul x = 0.

$$\frac{\partial c}{\partial x} = \frac{C_b - C_s}{b} \quad (2)$$

In aceste condiții se poate scrie viteza de formare a H_2S ca fiind:

$$\mathring{n}_{H_2S} = - D_{H_2S}\, A \, \frac{(C_{H_2S})_b - (C_{H_2S})_s}{b} \quad (3)$$

Pe baza considerației că $P_{H_2} \gg P_{H_2S}$ se poate aprecia că $(C_{H_2S})_b \simeq 0$.

Pentru determinarea concentrației H_2S la limita de fază se folosește expresia constantei de echilibru pentru reacția de desulfurare:

$$K = \frac{(P_{H_2S})_s}{(P_{H_2})_s \, a_S} = 2,44 \, . \, 10^{-3} \, . \quad (4)$$

Stiind că gazul se compune din 50% H_2 și 50% Ar și că circulația lui nu este frînată se poate scrie:

$$(P_{H_2})_s = (P_{H_2})_b = 0,5 \text{ atm} \simeq 0,5 \cdot 10^{-5} \, N/m^2$$

Inlocuind în relația (4) se obține:

$$(P_{H_2S})_s = 2,44 . 10^{-3} \, . \, 0,5 \, . \, a_S = 1,22 \, . \, 10^{-3} \, a_S$$

Pe de altă parte se poate scrie că:

$$(C_{H_2S})_s = \frac{(P_{H_2S})_s}{RT} = \frac{1,22.1o^{-3}.a_S}{82,05\ .\ 1823} = o,816.1o^{-8}\ a_S$$

Ca urmare se poate acum reveni la relaţia (3) care după înlocuire devine:

$$\mathring{n}_{H_2S} = -\ D_{H_2S}\ .\ A\ \frac{o - o,816\ .\ 1o^{-8}\ a_S}{b}$$

$$b = \frac{o,816.1o^{-8}\ D_{H_2S}\ .\ A.a_S}{n_{H_2S}} = \frac{o,816.1o^{-8}.5,72.8,05\ a_S}{1,18.1o^{-6}.a_S}$$

$$b = o,32\ cm$$

<u>Observaţie</u>. In general grosimea echivalentă a stratului limită de fază este de ordinul:

b = o,1...1 cm, pentru gaze;

b = o,o1...o,1 cm, pentru zgură;

b = o,oo1...o,o1 cm, pentru oţel.

*

1.9. Se supune o baie metalică de oţel, cu masa de 2o t, care conţine o,1o% S unui proces de desulfurare, prin utilizarea unei zguri foarte bazice. Suprafaţa băii metalice se aproximează la circa 3o m^2 ca urmare a efectului de agitare a băii. Se mai cunosc:

- Temperatura băii metalice, 1600°C;
- densitatea băii de oţel lichid, ρ = 7,2oo g/cm^3
- coeficientul de transfer $\frac{D_S}{b}$ = 3 . $1o^{-2}$ cm/s.

Să se calculeze timpul necesar micşorării conţinutului de sulf de la o,1 la o,o1%.

Rezolvare:

Se consideră ca factor limitator de viteză, difuzia sulfului printr-un strat de oţel la limita de fază.

Avînd în vedere că transportul sulfului din baie în zgură este limitat de difuzia printr-un strat de oţel la limita de fază metal-zgură se poate aplica legea întîi a lui Fick:

$$\mathring{n}_S = -\ D_S\ A\ \frac{(C_S)_b - (C_S)_s}{b}, \qquad (1)$$

unde: $\dot{n}_s$ - viteza de desulfurare;
A - suprafaţa de separare baie-zgură;
$(C_S)_b$ - concentraţia sulfului în stratul limită în contact cu baia metalică;
$(C_S)_s$ - concentraţia sulfului în stratul limită în contact cu zgura.

Deoarece zgura este foarte bazică şi cu putere mare de desulfurare se poate aprecia $(C_S)_s = 0$.

In expresia vitezei de desulfurare se poate trece de la variaţia numărului de moli la variaţia concentraţiei:

$$\dot{n}_S = \frac{d\, n_S}{dt} = V \frac{d\, C_S}{dt} \qquad (2)$$

unde: V - volumul masei de oţel.

Prin înlocuire în relaţia (1) se obţine:

$$V \frac{d\, C_S}{dt} = - D_S\, A\, \frac{(C_S)_b}{b}$$

$$\frac{d\, C_S}{(C_S)_b} = - \frac{A}{V} \cdot \frac{D_S}{b}\, dt \qquad (3)$$

Relaţia (3) se poate integra în limitele o,1 pînă la o,o1 pentru $(C_S)_b$ corespunzător 0 pînă la τ pentru variabila t.

$$\int_{0,1}^{0,01} \frac{d\, C_S}{(C_S)_b} = - \frac{A}{V}\, \frac{D_S}{b} \int_0^{\tau} dt$$

$$\ln (C_S)_b \Big/_{0,10}^{0,01} = - \frac{A}{V}\, \frac{D_S}{b}\, t \Big/_0^{\tau}$$

$$\ln \frac{0,01}{0,10} = - \frac{A}{V}\, \frac{D_S}{b}\, \tau$$

$$\tau = - \frac{V \cdot b}{A \cdot D_S} \ln \frac{0,01}{0,10} = \frac{\frac{20 \cdot 10^6}{7,2}}{3 \cdot 10^{-2} \cdot 30 \cdot 10^4} \ln \frac{0,01}{0,10}$$

$$\tau = 110 \text{ s}$$

*

1.10. Se consideră o oală de turnare prevăzută cu instalaţie de agitare inductivă a băii metalice, în care se toarnă 1o t oţel. Oala este căptuşită cu silica.

După turnare se începe operaţia de agitare inductivă.

Diferența de concentrație între conținutul de oxigen la limita baie căptușeală și volumul masei de oțel este de 2oo ppm.

Pentru cazul agitării inductive s-a determinat pe cale experimentală următoarea relație de dependență:

$$Sh = 0,027\ Re^{0,8}\ Sc^{0,4}$$

unde: Re – numărul Reynolds, $Re = \frac{v.d}{\nu}$;

Sh – numărul Sherwoods, $Sh = \frac{\alpha d}{D_o}$;

d – diametrul oalei, d = 2oo cm;

Sc – numărul Schmidts, $Sc = \frac{\nu}{D_o}$;

v – viteza de agitare, v = 1o m/s;

ν – vîscozitatea cinematică $\nu = \eta/\rho$

η – vîscozitatea dinamică, η = 5 CP;

D_o – coeficientul de difuzie, $D_o = 1,5.10^{-4}$ cm^2/s.

Să se calculeze viteza de transfer de masă a oxigenului din căptușeala refractară în baia de oțel.

Rezolvare:

In general ecuația de transfer de oxigen de la căptușeală la baia de oțel se poate scrie ca fiind:

$$\mathring{n}_O = A\alpha\Delta C\ ,$$

unde: $\mathring{n}_O$ – fluxul de oxigen;

A – suprafața de contact zidărie-baie, în cm^2;

α – coeficientul de transport de masă pentru oxigen, în cm/s;

C – gradientul de concentrație, în g/cm^3 sau mol/cm^3.

Dn relația (1) nu se cunoaște coeficientul de transport de masă pentru oxigen. Pentru aceasta trebuie să se determine mai întîi valoarea numărului lui Scherwood din relația de dependență dată.

$$Re = \frac{v.d}{\nu} = \frac{10.200}{5.10^{-2}/7,2} = 2,9.10^5 .$$

$$Sc = \frac{\nu}{D_O} = \frac{5.10^{-2}/7,2}{1,5.10^{-4}} = 46,3\ .$$

Prin introducerea acestor valori în relația de dependență se obține:

$$Sh = 0,027\ (2,9.10^5)^{0,8} . (46,3)^{0,4} \qquad (2)$$

Se logaritmează relația (2):

$$\log Sh = \log 0{,}027 \cdot (2{,}9.10^5)^{0{,}8} \cdot (46{,}3)^{0{,}4}$$

$$\log Sh = \log 0{,}027 + 0{,}8 \log 2{,}9.10^5 + 0{,}4 \log 46{,}3$$

După rezolvare se obţine:

$$Sh = 2920 \ .$$

Prin înlocuire în relaţia numărul Sherwood se determină coeficientul α :

$$2920 = \frac{\alpha \cdot 200}{1{,}5.10^{-4}} \Longrightarrow \alpha = 2{,}2 \cdot 10^{-3} \ cm/s \ .$$

In continuare se calculează suprafaţa de contact zidărie-baie:

$$A = \pi r^2 + 2\pi rh = \frac{\pi d^2}{4} + \pi dh$$

unde: h - înălţimea coloanei de oţel.

Pentru calculul înălţimii coloanei de oţel se are în vedere volumul ocupat de oţel în oală:

$$\frac{\pi d^2}{4} h = \frac{M}{\rho} \Longleftrightarrow \frac{\pi d^2}{4} h = \frac{10 \cdot 10^6}{7{,}2}$$

$$h = \frac{10 \cdot 10^6}{7{,}2} \cdot \frac{4}{\pi (200)^2} \simeq 44{,}3 \ cm$$

$$A = \frac{\pi \cdot 200^2}{4} + \pi \cdot 200 \cdot 44{,}3 \simeq 59200 \ cm^2 .$$

Se exprimă gradientul de concentraţie între conţinutul de oxigen la limita baie-căptuşeală şi volumul masei de oţel:

$$\Delta C = 200 \ ppm = 0{,}02\% = \frac{0{,}02 \cdot 7{,}2}{100} \ g/cm^3$$

$$\Delta C = 1{,}44 \cdot 10^{-3} \ g/cm^3 .$$

Prin înlocuire în relaţia (1) se poate calcula viteza de transfer de masă a oxigenului ca fiind:

$$\mathring{n}_O = 59200 \cdot 2{,}2 \cdot 10^{-3} \cdot 1{,}44 \cdot 10^{-3} = 0{,}185 \ g/s$$

Dacă se presupune că agitarea inductivă a oţelului în oală durează o oră şi că se menţine constant gradientul de concentraţie, atunci vor fi transportate din căptuşeală 666 g oxigen, ceea ce corespunde la o creştere a concentraţiei oxigenului cu 67 ppm.

In practică însă diferenţa de concentraţie se micşorează continuu şi deci şi viteza de transfer de masă a oxigenului.

*

1.11. Să se calculeze distribuţia longitudinală a sulfului într-un lingou de două tone în funcţie de cantitatea de oţel retopit în timpul procesului de retopire electrică sub zgură.

Cantitatea de zgură reprezintă 5 % din masa lingoului.

Se consideră că în orice moment există un echilibru între oţelul topit şi zgură şi că raportul de repartiţie al sulfului între zgură şi baie este egal cu 10. Conţinutul mediu de sulf din oţel este egal cu o,o2 % şi din zgură o,ol %.

Experimentarea are loc în atmosferă de argon.

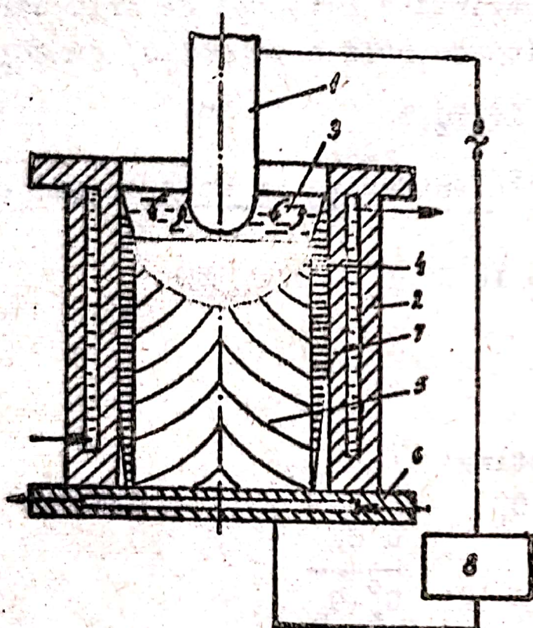


FIG.1.6. Schema de principiu a procedeului REZ :

1-electrod consumabil;
2-cristalizor de cupru răcit cu apă;
3-zgură;
4-baia metalică;
5-lingou retopit;
6-placă de bază răcită cu apă;
7-strat de zgură solidă;
8-transformator

Rezolvare :

După cum se ştie în timpul procesului de retopire electrică sub zgură a oţelurilor cu conţinut ridicat de sulf se obţine un lingou cu un conţinut crescător de jos în sus. Acest fenomen se datoreşte faptului că are loc o creştere a conţinutului de sulf din zgură pe măsură ce electrodul se retopeşte.

Se fac următoarele notaţii :

C_z - conţinutul de sulf din zgură ;

C_z^o - conţinutul mediu de sulf în zgură; C_z^o = o,ol %;

C_e^o - conţinutul mediu de sulf din electrodul de oţel,

C_e^o = o,o2 % ;

C_l – conţinutul de sulf din lingoul de oţel;

C_l^o – conţinutul mediu de sulf din lingou, $C_l^o = \frac{C_z^o}{10}$

M_z^o – cantitatea de zgură; se consideră o cantitate constantă de zgură, $M_z^o = \frac{5}{100} \cdot 2000 = 100$ kg;

M_l^o – masa finală a lingoului, $M_l^o = 2000$ kg;

M_l – masa de oţel retopit din lingoul la un moment dat, în kg.

Se alcătuieşte bilanţul sulfului avînd în vedere că la un moment dat diferenţa dintre cantitatea de sulf conţinută în dM_l oţel sub formă de electrod şi cantitatea de sulf care se găseşte în dM_l lingou retopit reprezintă cantitatea de sulf care a condus la creşterea conţinutului de sulf a zgurei M_z^o cu dC_z.

$$C_e^o \, dM_l - C_l \, dM_l = dC_z M_z^o \qquad (1)$$

Stiind că $\frac{dC_z^o}{dC_l^o} = 10$, prin înlocuire în relaţia (1) se obţine:

$$dM_l \, (C_e^o - C) = 10 \, dC_l M_z^o$$

$$\frac{d\,M_l}{10\,M_z^o} = \frac{d\,C_l}{C_e^o - C_l}$$

Prin reintegrare se obţine:

$$\int_{M_l = 0}^{M_l} \frac{d\,M}{10\,M_z^o} = \int_{C_l = C_l^o}^{C_l} \frac{d\,C_l}{C_e^o - C_l}$$

Avînd în vedere că $C_l^o = \frac{C_z^o}{10}$ după efectuarea calculelor se obţine:

$$C_l = C_e^o \left[1 - \left(1 - \frac{C_z^o}{10\,C_e^o}\right) e^{-M_l/10\,M_z^o} \right]$$

$$C_l = 0{,}02 \left[1 - \left(1 - \frac{0{,}01}{10 \cdot 0{,}02}\right) e^{-M_l/10 \cdot 100} \right]$$

$$C_l = 0{,}02 \left(1 - 0{,}95 \, e^{-M_l/1000}\right)$$

Rezultatele calculelor pentru distribuţia sulfului pe înălţimea lingoului, deci în funcţie de masa acestuia, se prezintă în tabelul 1.4., iar în figura 1.7. se prezintă această distribuţie.

TABELUL 1.4.

M în kg.	% S în lingou
0	0,001
500	0,0085
1000	0,0130
1500	0,01576
2000	0,01742

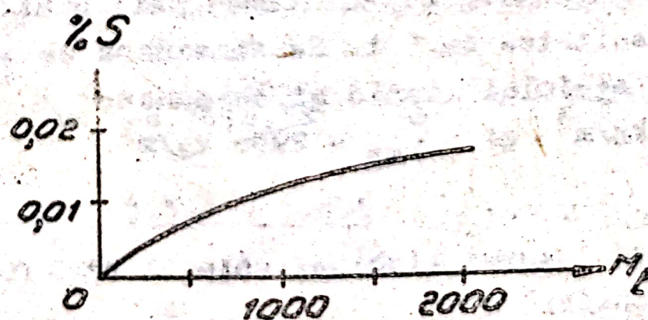


Fig. 1.7 Distribuţia sulfului pe înălţimea lingoului.

CAPITOLUL 2

APLICATII IN CAZUL TEHNOLOGIEI DE ELABORARE A OTELURILOR IN CUPTOARE ELECTRICE CU ARC

2.1. Intr-o secţie de turnătorie de oţel se dispune de un cuptor electric cu arc dotat cu un transformator de 3500 kVA cu tensiunea maximă U_b = 240 V şi cu densitatea de curent Δ = 15 A/cm^2. Să se calculeze diametrul electrozilor de grafit utilizaţi în funcţionarea cuptorului, ştiind că factorul de putere $\cos\varphi$ = 0,85.

Rezolvare:

Se determină intensitatea maximă I din relaţia:

$$I = \frac{1000\ P_t}{\sqrt{3}\ U_b \cdot \cos\varphi} = \frac{1000 \cdot 3500}{\sqrt{3} \cdot 240 \cdot 0.85} = 9917\ A.$$

Pentru diametrul electrozilor se foloseşte relaţia:

$$d = \sqrt{\frac{4I}{\pi\Delta}}\ ;$$

$$d = \sqrt{\frac{4 \cdot 9917}{\pi \cdot 15}} = 29\ cm\quad ;\ d = 290\ mm.$$

*

2.2. Să se determine diametrul şi adâncimea băii unui cuptor electric cu arc cu capacitatea de 5 t. Se consideră că zgura reprezintă 5% din masa oţelului lichid şi se cunosc:

$$\rho_{oţel} = 6900\ kg/m^3 \quad şi \quad \rho_{zg} = 2950\ kg/m^3.$$

Rezolvare:

Se determină masa zgurei lichide; volumul oţelului lichid respectiv al zgurei lichide:

$$M_{zg} = 0,05 \cdot 5000 = 250\ kg.$$

$$V_{oţel} = \frac{M_{oţel}}{\rho_{oţel}} = \frac{5000}{6900} = 0,725\ m^3.$$

$$V_{zg} = \frac{M_{zg}}{\rho_{zg}} = \frac{250}{2950} = 0,085\ m^3.$$

Volumul total al băii metalice va fi:

$$V_{băii} = V_{oţel} + V_{zg} = 0,810\ m^3.$$

Diametrul respectiv şi adîncimea băii se calculează cu relaţiile:

$$D_b = \sqrt[3]{\frac{V_b}{0,0968}} = \sqrt[3]{\frac{0,810}{0,0968}} = 2,030\ m.$$

$$h_b = \sqrt[3]{\frac{V_b}{12,1}} = \sqrt[3]{\frac{0,810}{12,1}} = 0,400\ m.$$

*

2.3. Să se determine diametrul electrozilor de grafit care pot fi utilizaţi la un cuptor electric cu arc cu înălţimea H deasupra pragului uşii, 1200 mm. Se cunoaşte distanţa între capetele de prindere ale electrozilor a= 300 mm şi k = 2,5.

Rezolvare:

Pentru calculul diametrului electrozilor se utilizează relaţiile

$$D_e = \frac{2(2d+a)}{\sqrt{3}}\ [m] \quad ; D_e = \frac{D_{im}}{k}\ [m];$$

$$H = (0,36 \div 0,38)\ D_{im};$$

unde D_{im} – diametrul interior mediu al pereţilor;
D_e – diametrul cercului pe care se găsesc electrozii;
d – diametrul electrozilor;

$$D_{im} = \frac{1200}{0,36 \div 0,38} = 3,330 \div 3,030\ m.$$

$$D_e = \frac{3,330 \div 3,030}{2,5} = 1,330 \div 1,210\ m.$$

$$d = \frac{\sqrt{3}(1330 \div 1210) - 2.300}{4} = 425 \div 375\ mm$$

Se alege: d = 400 mm;

*

2.4. Să se determine cantitatea de fontă cu 3,5% C şi de fier vechi cu 0,2% C, necesară în încărcătura unui cuptor electric bazic, cu capacitatea de 3t, dacă la sfîrşitul topirii baia conţine 0,55% C. Se consideră arderea carbonului în perioada de topi-

re : a_c = 20%.

Rezolvare:

Conţinutul de carbon necesar în încărcătură se calculează cu relaţia:

$$\langle C\rangle = \frac{[C]_t}{1-a_c} ,$$

$$\langle C\rangle = \frac{0,55}{1-0,20} = 0,69\ \% .$$

Notăm :

x - cantitatea de fontă, în %;

y - cantitatea de fier vechi, în %;

In aceste condiţii rezultă sistemul:

$$\begin{cases} x + y = 100 \\ \frac{3,5}{100}x + \frac{0,2}{100}y = 0,69 \end{cases}$$

Se obţine: x = 14,85% şi y = 85,15%.

Rezultă: cantitatea de fontă : 30 . 14,85 = 445 kg.
cantitatea de fier vechi : 30.85,15 = 2555 kg.

*

2.5. La un cuptor electric bazic de 5 t , se lucrează cu 6% zgură. S-a constatat că , conţinutul de CaO din zgură este de 32 %. Cît var cu 95% CaO este necesar că se adauge pentru a se mări conţinutul de CaO la 40%.

Rezolvare :

Cantiatea de zgură din cuptor : $\frac{6}{100}$.5000 = 300 kg.

Cantitatea de CaO din zgură : 300. $\frac{32}{100}$ = 96 kg CaO.

Dacă notăm cu x cantitatea de var rezultă :

$$\frac{96 + 0,95\ x}{300 + x}.100 = 40,$$

x = 43,6 kg var.

*

2.6. Ce cantitate de var cu 85% CaO, trebuie adăugată într-un cuptor electric cu arc cu capacitatea de 5 t, în vederea creşterii

bazicităţii zgurei de la 2,3 la 3,5 , considerînd că zgura reprezintă 5% din masa oţelului.

Rezolvare:

$$B = \frac{\% CaO + \% MgO + \% MnO + \% FeO}{\% SiO_2 + \% Al_2O_3 + \% P_2O_5}.$$

Uzual se folosește $B = \frac{\% CaO}{\% SiO_2}$,

$B = 2,3$, rezultă: $CaO = 2,3\ SiO_2$.

Cantitatea de zgură este $\frac{5}{100} \cdot 5000 = 250$ kg.

Calculăm cantitatea de CaO și SiO_2 din zgura existentă în cuptor:

$$\begin{cases} CaO + SiO_2 = 100 \\ CaO = 2,3\ SiO_2 \end{cases}$$

Rezultă:

$SiO_2 = 30,3\%$ și $CaO = 69,7\%$.

Deci din zgură vom avea

$$\frac{30,3}{100} \cdot 250 = 75,75 \text{ kg } SiO_2.$$

$$\frac{69,7}{100} \cdot 250 = 174,25 \text{ kg CaO}.$$

Notăm cu x cantitatea de CaO pe care trebuie să o adăugăm și scriind relația pentru noua bazicitate obținem:

$$\frac{174,25 + x}{75,75} = 3,5,$$

Rezultă: $x = 90,8$ kg CaO.

Deoarece varul conține 85 % CaO, cantitatea de var introdusă este:

$$\frac{90,8}{0,85} = 106,8 \text{ kg var}.$$

*

2.7. Din încărcătura metalică și din alte surse trece în zgură o cantitate de 2 kg SiO_2 la 100 kg încărcătură. Se se determine cantitatea de calcar ce trebuie introdusă în încărcătură pentru ca zgura să aibă bazicitatea de 1,8. Calcarul conține 51% CaO și 3,5 % SiO_2.

Rezolvare:

Bazicitatea zgurei este:

$$B = \frac{CaO}{SiO_2}.$$

Se notează cu x cantitatea de calcar în kg/100 kg încărcătură.

Rezultă:

$$SiO_2 = 2,0 + \frac{3,5}{100}x ;$$

Deci

$$B = \frac{0,51\,x}{2+\frac{3,5}{100}x} = 1,8 .$$

Rezultă x = 8,054 kg calcar/100 kg încărcătură.

*

2.8. Să se calculeze cantitatea de spărturi electrozi ce trebuie introdusă în încărcătura unui cuptor electric cu arc la elaborarea unui oţel carbon OT 550-3 şi conţinutul de Si, Mn, P, S la sfîrşitul perioadei de topire, ştiind că topirea are loc cu oxidare parţială.

Elaborarea se face într-un cuptor electric cu capacitatea de 5 t, componentele încărcăturii fiind următoarele:

- 70% şutaje de oţel cu compoziţia : C = 0,4%, Si=0,3%, Mn = 0,50%, P = 0,05% , S = 0,05%;
- 30% deşeuri proprii cu compoziţia: C = 0,35%; Si=0,35%, Mn = 0,60%, S = 0,04%, P = 0,04%;
- spărturi de electrozi cu C = 85% şi grad de asimilare 60%.

Rezolvare:

Pentru stabilirea conţinutului de carbon al încărcăturii se aplică relaţia:

$$\langle C\rangle = \frac{[C]_t}{1-a_c} ,$$

unde: a_c - arderea carbonului în perioada de topire, a_c = 20%;

$[C]_t$ - conţinutul de carbon la sfîrşitul topirii;

$$[C]_t = [C]_o + [C]_a ,$$

unde: $[C]_o$ - conţinutul de carbon la oprirea afinării, pentru OT550:

$[C]_o$ = 0,35% , limita inferioară a mărcii;

$[C]_a$ - carbonul ars în perioada de afinare,

$[C]_a$ = 0,2 - 0,6% ; alegem : $[C]_a$ = 0,4%;

$$[C]_t = 0,35 + 0,4 = 0,75\ \% .$$

$$\langle C \rangle = \frac{0,70}{1-0,2} = 0,94\ \%.$$

$$\langle C \rangle = \langle C \rangle_{sutaje} + \langle C \rangle_{deseuri} + \langle C \rangle_{spărturi}\ ;$$

$$\langle C \rangle_{sutaje} = \frac{70}{100} \cdot 0,4 = 0,28\%\ ;$$

$$\langle C \rangle_{deseuri} = \frac{30}{100} \cdot 0,35 = 0,105\ \%\ ;$$

$$\langle C \rangle_{spărturi} = 0,94 - 0,28 - 0,07 = 0,555\ \%:$$

Cantitatea necesară de spărturi de electrozi este :

$$G_{sp} = \frac{0,555}{0,85 \cdot 0,6} = 1,10 \text{ kg /100 kg încărcătură}.$$

Metoda de topire cu oxidare parţială, prin oxigenul adus de încărcătură şi cel primit din atmosfera cuptorului asigură oxidarea a 80% Si, 50%Mn, 60%P, 2%Fe. Conţinutul de sulf rămîne constant :

$$-[Si]_t = \langle Si \rangle\ (1 - a_{Si})\ ;$$

$$\langle Si \rangle = \frac{70}{100} \cdot 0,3 + \frac{30}{100} \cdot 0,35 = 0,315\ \%\ ;$$

$$[Si]_t = 0,315\ (1 - 0,8) = 0,063\%.$$

$$-[Mn]_t = \langle Mn \rangle (1 - a_{Mn})\ ;$$

$$\langle Mn \rangle = \frac{70}{100} \cdot 0,5 + \frac{30}{100} \cdot 0,6 = 0,53\%\ ;$$

$$[Mn]_t = 0,53(1-0,5) = 0,265\%.$$

$$-[P]_t = \langle P \rangle\ (1-a_P)\ ;$$

$$\langle P \rangle = \frac{70}{100} \cdot 0,05 + \frac{30}{100} \cdot 0,04 = 0,047\ \%\ ;$$

$$[P]_t = 0,047(1-0,6) = 0,019\%.$$

$$-[S]_t = \langle S \rangle\ ;$$

$$[S]_t = \frac{70}{100} \cdot 0,05 + \frac{30}{100} \cdot 0,04 = 0,047\%.$$

Cantitățile de material din încărcătură vor fi următoarele:

- sutaje de oțel . . . . 3500 kg;
- deșe uri proprii . . . . 1500 kg;
- spărturi electrozi . . . . 55 kg;

*

2.9. Să se determine cantiatea de praf de cocs ce trebuie introdusă în încărcătura unui cuptor electric bazic cu arc la elaborarea unui OT 500-1 prin metoda de topire cu oxidare parțială. Incărcătura metalică este formată din 90% fier vechi cu un conținut de carbon de 0,15% și 10% fontă cu un conținut de carbon 3,8%. Conținutul de carbon al prafului de cocs este 90%, iar gradul de asimilare 60%.

Rezolvare:

Conținutul de carbon necesar în încărcătură este:

$$\langle C\rangle = \frac{[C]_t}{1 - a_c},$$

$$[C]_t = [C]_o + [C]_a,$$

unde:

$[C]_t$ - conținutul de carbon la sfîrșitul topirii;

$[C]_o$ - conținutul de carbon la sfîrșitul afinării;

$[C]_a$ - carbonul oxidat în perioada de afinare;

a_c - arderea carbonului în perioada de topire.

Pentru OT 500 : $[C]_o = 0,3$.

Pentru determinarea carbonului oxidat în perioada de afinare se are în vedere că subperioada de fierbere intensă cu minereu, durează 40 minute cu o viteză de decarburare de 0,45% C/h și subperioada de fierbere liniștită, fără minereu, durează 20 minute cu o viteză de decarburare de 0,20% C/h:

$$[C]_a = \frac{40}{60} \cdot 0,45 + \frac{20}{60} \cdot 0,20 = 0,37\%;$$

$$[C]_t = 0,3 + 0,37 = 0,67\%.$$

$$\langle C\rangle = \frac{0,67}{1-0,2} = 0,84\%.$$

$$\langle C\rangle = \langle C\rangle_{fier\ vechi} + \langle C\rangle_{fontă} + \langle C\rangle_{praf\ cocs};$$

$\langle C \rangle_{fier\ vechi} = \frac{90}{100} \cdot 0,15 = 0,14\%$;

$\langle C \rangle_{font\breve{a}} = \frac{10}{100} \cdot 3,8 = 0,38\ \%$.

Carbonul adus de praful de cocs :

$\langle C \rangle_{praf\ cocs} = 0,84 - 0,14 - 0,38 = 0,32\ \%$.

Cantitatea de praf de cocs necesară în încărcătură va fi:

$$G_{cocs} = \frac{0,32}{0,90 \cdot 0,60} = 0,59 \text{ kg/100 kg încărcătură} .$$

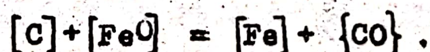
*

2.10. Să se calculeze cantitatea de minereu de fier ce trebuie adăugată în perioada de fierbre intensă într-un cuptor electric cu arc de 5 t în vederea micşorării conţinutului de carbon de la 0,90% la 0,55%.

Minereul de fier conţine 55% Fe sub formă de Fe_2O_3.

Rezolvare:

La afinare, elementul principal care se oxidează este carbonul conform reacţiei:



$$[C] + [FeO] = [Fe] + \{CO\} .$$

Cantiatea de oxigen necesară procesului de decarburare se determină astfel :

1,2 kg C . . . . 16 kg O_2

0,35 kg C x

x = 0,47 kg O_2/100 kg .

Deoarece minereul conţine 55% Fe, cantitatea de oxigen din minereu este:

112 kg Fe . . . . 48 kg O_2

52 kg Fe x

x = 23,57 kg O_2/100 kg minereu .

Cantitatea de minereu necesară este

23,57 kg O_2 . . . . 100 kg minereu

0,47 kg O_2 x

x = 1,99 kg minereu /100 kg .

Deoarece cuptorul are o capacitate de 5 t , cantitatea totală de minereu este:

$$G_{min} = 50.1,99 = 99,5 \text{ kg minereu} .$$

*

2.11. Să se calculeze cantitatea de oxigen necesară oxidării carbonului de la 0,80% la 0,45% în perioada de fierbere intensă prin insuflarea de oxigen într-un cuptor electric bazic cu o capacitate de 5 t.

Rezolvare:

Reacţia care are loc în perioada de fierbere intensă este următoarea:



$$[C] + [FeO] = [Fe] + \{CO\} .$$

Cantitatea de carbon care trebuie îndepărtată din baie, este:

$$[C]_a = 0,80 - 0,45 = 0,35\% .$$

Cantitatea de oxigen necesară este:

$$G'_{O_2} = 0,35 \cdot \frac{16}{12} = 0,47 \text{ kg } O_2/100 \text{ kg} .$$

Deoarece cuptorul are capacitatea de 5 t , cantitatea totală de oxigen necesară este :

$$G_{O_2} = 50 \cdot 0,47 = 23,5 \text{ kg } O_2 .$$

*

2.12. La afinarea cu oxigen a oţelului într-un cuptor electric cu arc se oxidează 0,4% C , 0,1% Si, 0,1% Mn, 0,05% P. Să se determine ce cantitate de oxigen în m^3N/t , este necesară pentru oxidarea acestor elemente. Puritatea oxigenului este de 96% iar pierderile de oxigen sînt de 5%.

Se cunosc masele atomice : $M_C = 12$, $M_{Si} = 28$, $M_{Mn} = 55$, $M_P = 31$.

Rezolvare:

Rezultatele calculelor pentru determinarea cantităţii de oxigen necesară oxidării elementelor în perioada de afinare se prezintă în tabelul 2.1.

Tabelul: 2.1.

Calculul cantităţii de oxigen necesară în perioada de afinare

Element oxidat	Reacţia de oxidare	Cantitatea oxidată [Kg]	Oxigenul necesar	
			[Kg/t oţel]	[m^3_N/t oţel]
C	$C + \frac{1}{2}O_2 = \{CO\}$	0,4	$0{,}4 \times 10 \frac{16}{12} = 5{,}33$	$\frac{5{,}33}{32} \cdot 22{,}4 = 3{,}73$
Si	$Si + O_2 = (SiO_2)$	0,1	$0{,}1 \times 10 \frac{37}{28} = 1{,}14$	$\frac{1{,}14}{32} \cdot 22{,}4 = 0{,}80$
Mn	$Mn + \frac{1}{2}O_2 = (MnO)$	0,1	$0{,}1 \times 10 \frac{16}{55} = 0{,}29$	$\frac{0{,}29}{32} \cdot 22{,}4 = 0{,}20$
P	$2P + \frac{5}{2}O_2 = (P_2O_5)$	0,05	$0{,}05 \times 10 \frac{80}{62} = 0{,}64$	$\frac{0{,}64}{32} \cdot 22{,}4 = 0{,}45$
		Total	7,4	5,18

Cantitatea de oxigen tehnic necesară va fi:

$$\frac{5{,}18}{0{,}96 \cdot 0{,}95} = 5{,}68 \ m^3N/t \text{ oţel}$$

*

2.15. La elaborarea unui oţel carbon într-un cuptor electric de 5 tone, la sfîrşitul perioadei de topire s-a rupt o bucată de electrod, în greutate de 10 kg care a căzut în baia metalică. Se se determine cantitatea de oxigen necesară, în m^3N, pentru a se înlătura excesul de carbon. Se consideră conţinutul de carbon al electrodului C = 90% şi gradul de asimilare în baia metalică 60%.

Rezolvare:

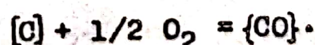
Cantitatea de carbon care se dizolvă în baia de oţel datorită ruperii electrodului este :

$$G = 10 \cdot \frac{90}{100} \cdot \frac{60}{100} = 5{,}4 \text{ kg C}.$$

Conţinutul de carbon al băii metalice va creşte cu:

$$\frac{5{,}4}{50} = 0{,}108\% \text{ C}.$$

La afinare, în urma insuflării de oxigen, are loc reacţia

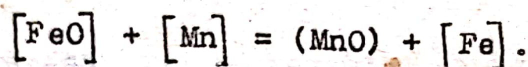


$$[C] + 1/2\ O_2 = \{CO\}.$$

2.16. Să se calculeze cantitatea de feromangan cu 80% Mn necesară pentru dezoxidarea a 5 t oţel în cuptorul electric bazic şi creşterea conţinutului de mangan pînă la 0,6% dacă în momentul deoxidării oţelul conţine 0,3% Mn. Arderea manganului este 10 %, iar cantitatea de FeO îndepărtată este de 0,27%. Se cunosc: $M_{Fe} = 56$; $M_{Mn} = 55$, $M_O = 16$.

Rezolvare:

Reacţia de dezoxidare cu Mn este:



$$[FeO] + [Mn] = (MnO) + [Fe].$$

Cantitatea de mangan necesare pentru dezoxidare:

$$Q'_{Mn} = 0{,}27 \cdot \frac{55}{72} = 0{,}21 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea totală de mangan necesară este :

$$Q'_{Mn} = 0{,}21 + (0{,}6-0{,}3) = 0{,}51 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea necesară de feromangan este :

$$Q_{FeMn} = 50 \cdot \frac{0{,}51}{0{,}8 \cdot 0{,}9} = 35{,}4 \text{ kg FeMn}.$$

*

2.17. Ce cantitate de SiO_2 se formează la dezoxidarea cu siliciu a 5t oţel ce conţine 0,0250% O_2 dacă se doreşte micşorarea conţinutului de oxigen pînă la 0,008 % O_2. Se cunosc : $M_{Si} = 28$, $M_O = 16$.

Rezolvare:

Reacţia de dezoxidare cu Si este:



$$2[FeO] + [Si] = (SiO_2) + 2[Fe].$$

Cantitatea de oxigen care se elimină din baie sub formă de SiO_2 va fi :

$$Q_{SiO_2} = 50 \cdot (0{,}025-0{,}008) \cdot \frac{60}{32} = 1{,}593 \text{ kg } SiO_2.$$

2.18. Să se calculeze conţinutul de oxigen din baia metalică de oţel, ştiindu-se că zgura conţine o,65% FeO şi că raportul de repartiţie al oxidului feros la temperatura de 1600°C este L_{FeO} = 82.

Rezolvare:

La dezoxidarea prin difuzie între baia metalică şi zgură se stabileşte în final un echilibru, care conduce la o repartiţie a oxigenului între acestea, caracterizat prin raportul de repartiţie:

$$L_{FeO} = \frac{(FeO)}{[FeO]} ,$$

$$[FeO] = \frac{(FeO)}{L_{FeO}} = \frac{o,65}{82} = o,00793 \% ,$$

ceea ce corespunde la un conţinut de oxigen :

$$[O] = \frac{M_{Fe}}{M_{FeO}} [FeO] = \frac{16}{72} \cdot o,00793 = o,00176\% .$$

In condiţii practice asemenea conţinuturi de oxigen în oţelul lichid nu seating deoarece procesul de dezoxidare ar dura foarte mult. De aceea se întrerupe dezoxidarea prin difuziune şi pentru completarea dezoxidării se face şi dezoxidarea prin precipitare.

*

2.19. Să se determine cantitatea de var cu 93% CaO care trebuie aruncat pe zgura unui cuptor electric acid cu arc pentru a creşte conţinutul de FeO liber din zgură cu 1,5%.

Se cunosc: M_{Fe} = 56 , M_{Ca} = 4o.

Rezolvare:

Reacţiile care au loc sînt următoarele:



$$(SiO_2) + 2(FeO) = (FeO)_2SiO_2 ;$$



$$(FeO)_2SiO_2 + 2(CaO) = (CaO)_2SiO_2 + 2(FeO).$$

Pe baza acestor reacţii se determină cantitatea de oxid de calciu:

$$q_{CaO} = 1,5 \frac{M_{CaO}}{M_{FeO}} = 1,5 \cdot \frac{56}{72} = 1,17 \text{ kg CaO/1oo kg zgură}$$

Cantitatea de var va fi:

$$q_{var} = \frac{1,17}{o,93} = 1,26 \text{ kg/1oo kg zgură}$$

2.20. Să se calculeze cantitatea de SiO_2 consumată din zidărie și zgura unui cuptor electric acid de 3 t capacitate, știindu-se că în perioada de regenerare a siliciului conținutul acestuia în baia metalică a crescut de la 0,07 la 0,27%. Se cunoaște: $M_{Si} = 28$.

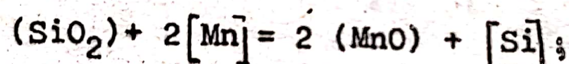
Rezolvare:

La elaborarea oțelului în cuptoare electrice acide au loc două procese:

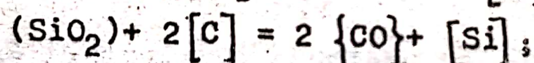
- oxidarea siliciului datorită prezenței FeO în zgură;
- regenerarea siliciului din SiO_2 din zgură și vatră.

Conținutul de siliciu din oțelul lichid este determinat de cele două procese.

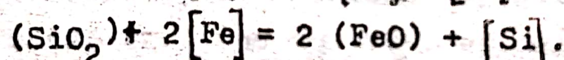
Regenerarea are loc prin intermediul carbonului, manganului și a fierului, la temperaturi ridicate, cînd zgura formată este saturată cu SiO_2:



$$(SiO_2) + 2[Mn] = 2\,(MnO) + [Si];$$



$$(SiO_2) + 2[C] = 2\,\{CO\} + [Si];$$



$$(SiO_2) + 2[Fe] = 2\,(FeO) + [Si].$$

Cantitatea de siliciu regenerată:

$$0,27 - 0,07 = 0,20 \text{ kg}/100 \text{ kg}.$$

Pe baza reacțiilor care au loc se determină cantitatea de SiO_2 consumată:

$$q_{SiO_2} = 0,20 \cdot \frac{M_{SiO_2}}{M_{Si}} = 0,20\,\frac{60}{28} = 0,4286 \text{ kg}/100 \text{ kg};$$

$$Q_{SiO_2} = 30 \cdot 0,375 = 12,86 \text{ kg } SiO_2.$$

*

2.21. Să se determine canitatea de ferosiliciu 75% și aluminiu necesară pentru dezoxidarea unui OT 400 pînă la un conținut de oxigen de 0,005%. Pierderile de siliciu și aluminiu sînt de 15% și respectiv 20%.

Rezolvare:

La sfîrșitul elaborării compoziția chimică a oțelului lichid trebuie să fie:

C = 0,40 – 0,50% ;
Si = 0,25 – 0,50% ;
Mn = 0,40 – 0,80% ;
S = 0,045% ;
P = 0,045% .

Conţinutul de aliuminiu va fi de minimum 0,035%.

Conţinutul de oxigen la sfîrşitul afinării se poate aprecia pe baza conţinutului de carbon cu relaţia:

$$[O]_o = \frac{0,0036 + 0,0033[C]_o}{[C]_o} \; [\%],$$

unde : $[C]_o$ – conţinutul de carbon al băii metalice la sfîrşitul afinării, $[C]_o$ = 0,40 % ;

$$[O]_o = \frac{0,0036 + 0,0033 \cdot 0,40}{0,4} = 0,0123 \%.$$

Alegem conţinutul de siliciu al oţelului lichid la sfîrşitul elaborării 0,30%.

La 1600^oC conţinutul de oxigen în echilibru cu cel de siliciu este de ≃ 0,008 %.

Cantitatea de oxigen îndepărtată:

$$0,0123 - 0,008 = 0,0043 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea de siliciu necesară pentru dezoxidare:

$$0,0043 \frac{M_{Si}}{2M_O} = 0,0043 \frac{28}{32} = 0,0038 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea de siliciu necesară pentru aliere:

$$0,30 - [Si]_o = 0,30 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea de siliciu pentru aliere şi dezoxidare va fi:

$$q_{Si} = 0,30 + 0,0038 = 0,3038 \text{ kg/100 kg},$$

ceea ce duce la un necesar de ferosiliciu:

$$Q_{FeSi} = \frac{0,3038}{0,75 \cdot 0,85} = 0,477 \text{ kg FeSi/100 kg}.$$

Conţinutul de oxigen în echilibru cu 0,035 aluminiu la 1600^o este de 0,003%.

Cantitatea de oxigen care trebuie îndepărtată cu aluminiu este:

$$0,008 - 0,003 = 0,005 \text{ kg/100 kg}.$$

Cantitatea de aluminiu necesară pentru dezoxidare va fi:

$$0{,}005 \cdot \frac{54}{48} = 0{,}0056 \text{ kg Al}.$$

Necesarul de Al pentru dezoxidare şi aliere este:

$$q'_{Al} = 0{,}0056 + 0{,}035 = 0{,}0406 \text{ kgAl/100 kg}.$$

Cantitatea de Al introdusă în baie este:

$$Q_{Al} = 0{,}0406 \cdot \frac{1}{0{,}8} = 0{,}05 \text{ kgAl/100 kg}.$$

*

2.22. In cursul dezoxidării prin difuziune la un cuptor electric bazic zgura carbidică conţine 0,7% FeO. Să se determine raportul de repartiţie L_{FeO}, dacă conţinutul de oxigen în oţel este $[O] = 0{,}00194$ %.

Rezolvare:

Cantitatea de oxid feros din baie corespunzătoare conţinutului de oxigen este:

$$[FeO] = [O] \frac{M_{FeO}}{M_O} = 0{,}00194 \cdot \frac{72}{16} = 0{,}00873 \text{ \%}.$$

Raportul de repartiţie L_{FeO} va fi:

$$L_{FeO} = \frac{(FeO)}{[FeO]} = \frac{0{,}7}{0{,}00873} = 80$$

*

2.23. Să se determine cantitatea de spărturi de electrozi pe care trebuie să o conţină încărcătura unui cuptor electric cu arc la elaborarea unui OT 450-3 cu carbonul egal cu limita inferioară a mărcii prin metoda de topire cu oxidare parţială dacă dezoxidarea oţelului se face cu zgură albă timp de 55 min. Elaborarea are loc într-un cuptor electric de 3 t şi se foloseşte fier vechi cu 0,25% C. Conţinutul de carbon al spărturilor este de 0,85% şi gradul de asimilare 60%.

Rezolvare:

Conform STAS 600-82, conţinutul de carbon pentru OT 450 este: C = 0,20-0,30%.

$$\langle C \rangle = \frac{[C]_t}{1-a_c},$$

$$[C]_t = [C]_o + [C]_a .$$

Pentru un cuptor electric bazic : $[C]_a$ = o,2...o,6%. Alegem $[C]_a$ = o,4%.

In perioada de dezoxidare sub zgură albă are loc o carburare a băii metalice cu circa o,o2% C/h, care poate fi considerată ca medie pe toată durata de menţinere sub zgura albă.

La oprirea afînării $[C]_o$ trebuie să fie mai mic decît conţinutul de carbon prescris cu conţinutul de carbon care trece în baia metalică în timpul dezoxidării sub zgură albă:

$$[C]_o = o,2 - \frac{55}{6o} \cdot o,o2 = o,182 \ \% .$$

$$[C]_t = o,182 + o,4 = o,582 ;$$

$$\langle C \rangle = \frac{o,582}{1 - \frac{2o}{1oo}} = o,728 \ \% \ C .$$

Cantitatea de carbon pe care trebuie să o introducă spărturile de electrozi în încărcătură :

o,728 - o,25o = o,478 kg /1oo kg încărcătură ,

de unde:

$$G_{sp.el.} = \frac{o,478}{o,85 \cdot o,6o} \cdot 3o = 28,1 \text{ kg} .$$

*

2.24. Să se determine conţinutul de oxigen al unei băi de oţel lichid aflat în echilibru cu o,35% Si. Dezoxidarea oţelului se face cu ferosiliciu la temperatura de 1600°C şi se consideră că produsul de dezoxidare este bioxidul de siliciu pur. Se consideră soluţia de oxigen şi siliciu în fier infinit diluată.

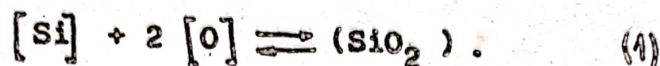
Rezolvare:

Studiul termodinamic al dezoxidării cu siliciu s-a efectuat pe baza reacţiei:



$$[Si] + 2[FeO] \rightleftharpoons 2[Fe] + (SiO_2) .$$

Deoarece determinările directe ale conținuturilor foarte mici în soluție de SiO_2 şi FeO sînt imprecise se are în vedere studiul echilibrului pe baza reacţiei de oxidare a siliciului lichid cu oxigen gazos în sistemul Fe-Si-O :



$$[Si] + 2[O] \rightleftharpoons (SiO_2) . \qquad (1)$$

Cantiatea de echilibru a reacţiei este:

$$K_p = \frac{a_{(SiO_2)}}{a^2_{[O]} \, a_{[Si]}} .$$

Activitatea conform legii lui Henry este direct proporţională cu concentrația:

$$a_x = f_x \; [\% \; x] .$$

$$K_p = \frac{a_{(SiO_2)}}{f^2_{[O]} [\%O]^2 \cdot f_{[Si]} [\% \; Si]} .$$

Produsul de dezoxidare fiind bioxid de siliciu pur :
$a_{(SiO_2)} = 1$.

Deoarece soluţia de oxigen şi siliciu în fier este infinit diluată : $f_{[Si]} = 1$, $f_{[O]} = 1$.

Se obţine:

$$K_p = \frac{1}{[\% \; O]^2 \cdot [\% \; Si]} .$$

Pentru reacţia (1) valoarea lui K_p este dată de relaţia :

$$\log K_p = \frac{30410}{T} - 11{,}56 .$$

$$\log K_p = \frac{30410}{1873} - 11{,}56 = 4{,}68,$$

$$K_p = 4{,}36 \cdot 10^4 .$$

Conţinutul de oxigen în echilibru cu 0,35% Si va fi:

$$[O] = \sqrt{\frac{1}{K_p [\% \; Si]}} = \sqrt{\frac{1}{4{,}36 \cdot 10^4 \cdot 0{,}35}} ,$$

$[O] = 0{,}008 \;\%$.

2.25. Să se determine dacă este posibilă dezoxidarea unui oţel carbon cu aluminiu la temperatura de 16oo°C.

Rezolvare:

Studiul termodinamic al dezoxidării cu aluminiu se bazează pe echilibrul reacţiei aluminiului lichid cu oxigenul gazos:



$$2[Al] + 3[O] \rightleftharpoons (Al_2O_3)_s .$$

Pentru ca reacţia de dezoxidare să fie posibilă trebuie ca entalpia liberă de formare a oxidului de aluminiu la temperatura de elaborare să fie negativă.

Pentru calculul entalpiei libere de formare vom folosi relaţia:

$$\Delta G_{Al_2O_3} = 4o15oo + 76,91\ T \quad [cal].$$

$$\Delta G_{Al_2O_3} = -4o15oo + 76,91 \cdot 1873 = -257447,5\ cal.$$

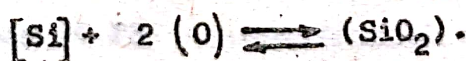
Deoarece $\Delta G < o$ dezoxidarea oţelului la temperatura de 16oo°C poate avea loc.

*

2.26. Să se determine cantitatea de ferosiliciu 75% necesară pentru dezoxidarea unui OT 5oo-2 într-un CEB cu arc, conţinutul de oxigen al băii la oprirea afinării fiind de o,o1%. Conţinutul de oxigen al băii la sfîrşitul dezoxidării trebuie să fie o,oo8%. Se consideră că zgura este saturată în SiO_2, soluţia de oxigen şi siliciu în fier infinit diluată, temperatura de lucru 16oo°C.

Rezolvare:

Reacţia de dezoxidare cu siliciu:



$$[Si] + 2(O) \rightleftharpoons (SiO_2).$$

Cantitatea de oxigen care trebuie îndepărtată din baia de dezoxidare:

$$o,o1 - o,oo8 = o,oo2\%.$$

Cantitatea de siliciu necesară pentru îndepărtarea oxigenului:

$$Si_O = o,oo2 \cdot \frac{28}{32} = o,oo18\%$$

Conţinutul de siliciu care rămîne în oţel în echilibru cu 0,008% oxigen, rezultă din expresia:

$$K_p = \frac{a_{(SiO_2)}}{a^2_{[O]} \cdot a_{[Si]}} ;$$

$$K_p = \frac{a_{(SiO_2)}}{f^2_{[O]} [\% O]^2 \cdot f_{[Si]} [\% Si]} .$$

Deoarece zgura este saturată cu SiO_2, $a_{SiO_2} = 1$ şi soluţia de oxigen şi siliciu în fier este infinit diluată, $f_{[O]} = 1$, $f_{[Si]} = 1$, expresia constantei de echilibru a reacţiei devine:

$$K_p = \frac{1}{[\% O]^2 \cdot [\% Si]} ,$$

unde :

$$\log K_p = \frac{30410}{T} - 11,56 .$$

$$\log K_p = 4,68 \Rightarrow K_p = 4,36 \cdot 10^4 .$$

In aceste condiţii :

$$[\% Si] = \frac{1}{K_p [\% O]^2} ,$$

$$[Si] = \frac{1}{4,36 \cdot 10^4 \cdot [0,008]^2} = 0,358\% .$$

Cantitatea de siliciu necesară pentru dezoxidare este :

$$Si = 0,0018 + 0,358 = 0,3598 \%$$

Cantitatea de ferosiliciu cu 75% Si considerînd 20% pierderi:

$$\frac{0,3598}{0,75 \cdot 0,8} = 0,600 \text{ kg/100 kg oţel}$$

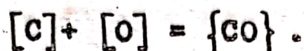
*

2.27. Să se determine conţinutul de oxigen în echilibru cu 0,15% C, în urma dezoxidării în vid la o $p_{CO} = 0,250 \cdot 10^4 N/m^2$ a unui OT 400. Temperatura băii metalice este de 1600°C şi se

consideră soluţia de carbon şi oxigen în fier infinit diluată.

Rezolvare:

Dezoxidarea în vid urmăreşte transferul oxigenului dizolvat în baia metalică, în faza gazoasă, pe baza reacţiei de autodezoxidare cu carbon:



$$[C] + [O] = \{CO\} .$$

Constanta de echilibru a reacţiei este dată de relaţia

$$K = \frac{P_{CO}}{a_{[O]} \cdot a_{[C]}} ,$$

sau

$$K = \frac{P_{CO}}{f_{[O]} [\% O] \cdot f_{[C]} [\% C]} ,$$

unde: $f_{[C]}$, $f_{[O]}$ – coeficienţii de activitate ai oxigenului şi carbonului dizolvate în oţel. Deoarece avem o soluţie infinit diluată $f_{[C]} = 1$ şi $f_{[O]} = 1$.

Din această relaţie se obţine conţinutul de oxigen la echilibru ca fiind:

$$[\% O] = \frac{P_{CO}}{K [\% C]} .$$

Calculul constantei K se poate face cu relaţia:

$$\log K = + \frac{1056}{T} + 2{,}131 .$$

$$\log K = \frac{1056}{1873} + 2{,}131 = 2{,}695 \Longrightarrow K = 495 .$$

Conţinutul de oxigen din oţel în urma tratării lui în vid este:

$$[\% O] = \frac{0{,}250 . 10^{4} . 10^{-5}}{495 . 0{,}15} = 0{,}0003\% .$$

$$1\ N/m^{2} = 10^{-5} at .$$

<u>Concluzii</u>

S-a constatat practic că la presiuni scăzute carbonul devine un dezoxidant mai eficient decît manganul, siliciul şi chiar aluminiul.

In urma dezoxidării în vid, oţelul nu va conţine incluziuni

Al_2O_3 sau SiO_2 dacă oţelul se dezoxidează cu aluminiu sau siliciu.

In condiţii practice acest conţinut de oxigen nu se obţine datorită reoxidării oţelului de către căptuşeală refractară şi în atmosferă.

*

2.28. Se consideră un oţel dezoxidat cu aluminiu care conţine 70 ppm oxigen total. Analiza efectuată privind natura şi mărimea incluziunilor formate a arătat că ele constau din particule de Al_2O_3 cu o rază medie egală cu 25.10^{-4} mm. Să se calculeze numărul de particule de Al_2O_3/cm^3 formate în oţel după solidificare:

Se cunosc $M_{Al_2O_3} = 102$; $\rho_{Al_2O_3} = 4 g/cm^3$; $\rho_{oţel} = 7,8\ g/cm^3$

Rezolvare:

Se calculează cantitatea de oxigen dintr-un cm^3 de oţel:

$$70.10^{-6}.7,8 = 5,46.10^{-4}\ g\ oxigen.$$

Cantitatea de Al_2O_3 dintr-un cm^3 de oţel este:

$$\frac{102}{48}.5,46.10^{-4} = 11,6.10^{-4}\ g\ Al_2O_3/cm^3.$$

Volumul ocupat de Al_2O_3 dintr-un cm^3 de oţel este:

$$V = \frac{11,6.10^{-4}}{4} = 2,9.10^{-4}\ cm^3 Al_2O_3/cm^3\ oţel.$$

Dacă notăm cu "n" numărul mediu de incluziuni/cm^3 oţel cu raza $r = 2,5.10^{-4}$ mm se poate scrie:

$$2,9.10^{-4} = n\frac{4}{3}\pi\cdot(2,5.10^{-5})^3,$$

de unde $n = 4,43.10^9$ particule /cm^3 oţel.

*

2.29. Să se determine conţinutul de azot dizolvat în oţelul lichid, la temperatura de 1600°C, dacă în urma tratării în vid la aceeaşi temperatură şi $P_{N_2} = 0,0386\ .10^4\ N/m^2$ conţinutul de azot din oţel este 0,0025%.

Rezolvare

In figura 2.3. se prezintă solubilitatea azotului în fierul pur la presiunea de 1 at = $9,81.10^4\ N/m^2$.

Datorită micşorării solubilităţii azotului la temperatura

de solidificare a fierului pur , la solidificarea oţelului se vor forma sufluri sau incluziuni.

In oţelul lichid azotul se dizolvă sub formă atomică, conform reacţiei:

$$\frac{1}{2}\{N_2\} = [N]. \qquad (1)$$

$$\log K_N = -\frac{188,1}{T} - 1,246\ ; \quad K_N = f(T). \qquad (2)$$

In cazul oţelurilor nealiate dizolvarea are loc conform legii lui Sievert:

$$[\%\,N] = K_N\sqrt{P_{N_2}}. \qquad (3)$$

Degazarea în vid asigură obţinerea unor oţeluri cu conţinuturi foarte scăzute de gaze prin tratarea oţelului într-un spaţiu cu presiune foarte scăzută şi conform legii lui Sievert concentraţia gazului în oţel se va micşora proporţional cu rădăcina pătrată a presiunii gazului în atmosfera de deasupra băii.

Din relaţia (3) se calculează constanta de solubilitate a azotului:

$$K_N = \frac{[\%\,N]}{\sqrt{P_N}} = \frac{0,0025}{\sqrt{0,0386.10^4}} = 127.10^{-6}.$$

Din relaţia (2) se poate observa dependenţa de temperatură a constantei de solubilitate. Deoarece tratarea în vid a oţelului are loc la aceeaşi temperatură,constanta de solubilitate rămîne neschimbată. In aceste condiţii se calculează conţinutul iniţial de azot al oţelului:

$$[N]_0 = K_N\sqrt{P_{N_2}} = 127.10^{-6}\sqrt{9,81.10^4} = 0,04\%.$$

*

2.30. Să se determine cantitatea de energie consumată pentru topirea şi supraîncălzirea cu 50°C a 1 t de oţel cu carbon între 0,2 - 0,4%.

Rezolvare:

Cantitatea de energie teoretică consumată pentru topire

$$Q_{top} = c_1(T_{top} - T_0) + L\ ,\ [Kwh/t]\ ,$$

în care:

c_1 - căldura specifică în stare solidă (c_1 = o,193 Kwh/t °C);
T_{top} - temperatura de topire (T_{top} = 15oo°C);
T_o - temperatura inițială (T_o = 2o°C);
L - căldura latentă de topire, (L = 79 Kwh/t).

$$Q_{top} = o,193(15oo-2o) + 79 = 36o \text{ Kwh/t}.$$

Cantitatea de energie consumată pentru supraîncălzire cu 5o°C este :

$$Q_{sup} = c_l^o(T_{sup}-T_{top})\ o,23.5o = 11,5 \text{ Kwh/t},$$

c_l^o - căldura specifică a oțelului lichid(c_l^o = o,23 Kwh/t).

Cantitatea de energie consumată pentru topirea zgurei, știind că c_3 = o,325 Kwh/t °C, $T_{top\ zg}$ = 156o°C ;L_{zg} =58 Kwh/t

$$Q'_{zg} = c_3(T_{rop.zg} - T_o) + L_{zg} = o,325(156o-2o)+58 =$$
$$= 558 \text{ Kwh/t zgură}.$$

Cantitatea de zgură în perioada de topire reprezintă 3...
...7%. Dacă se adoptă 5% zgură rezultă :

$$Q_{zg} = o,o5\ Q'_{zg} = o,o5.558 = 28 \text{ Kwh/t oțel}.$$

$$Q = Q_{top} + Q_{sup} + Q_{zg} = 36o + 11,5 + 28 = 399,5 \text{ Kwh/t}.$$

Deci cu aproximație Q = 4oo Kwh/t , energia teoretică consumată pentru topirea 1 t de oțel.

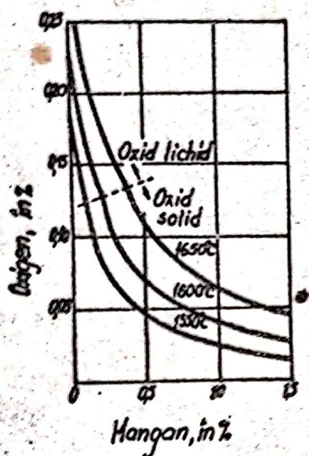


Fig.2.1. Conţinutul de mangan şi oxigen în echilibru cu FeO-MnO lichid sau solid

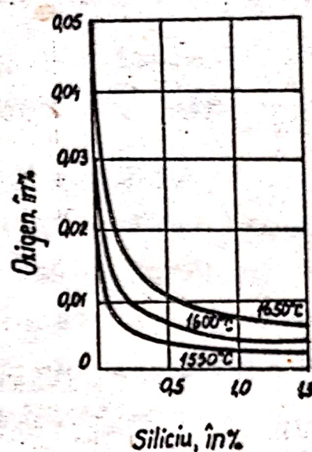


Fig.2.2. Conţinutul de siliciu şi oxigen al oţelului în echilibru cu silica solidă

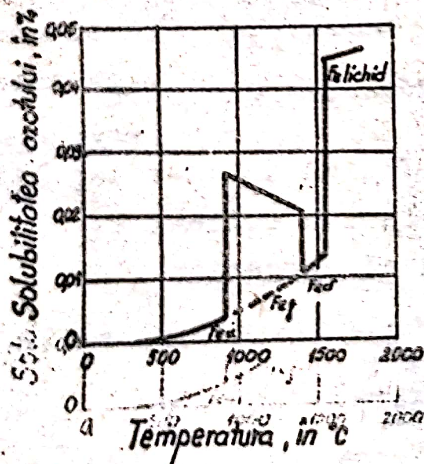


Fig.2.3. Solubilitatea azotului în fier în funcţie de temperatură

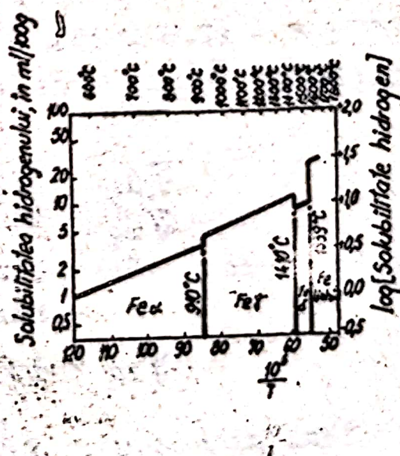


Fig.2.4. Solubilitatea hidrogenului în fier în funcţie de temperatură

CAPITOLUL 3

PROCESE FIZICO-CHIMICE CARE INSOTESC SOLIDIFICAREA OTELURILOR

3.1. Să se determine înălţimea coloanei de oţel lichid necesară pentru învingerea forţelor datorate tensiunii superficiale în cazul curgerii lui într-un canal cu raza de $1 \cdot 10^{-2}$ m şi respectiv în canalele capilare (porii) unui amestec de formare cu granulaţia de 0,32 mm. Se cunosc:

- tensiunea superficială a oţelului lichid $\sigma = 1{,}5$ N/m;
- unghiul de umectare, $\varphi = 180^{o}$;
- densitatea oţelului lichid 7000 kg/m^3.

Rezolvare:

Pentru ca oţelul lichid să poată curge printr-un canal sau pătrunde în porii capilari ai peretelui formei trebuie ca presiunea care acţionează asupra lui să fie suficient de mare pentru învingerea tensiunii superficiale, figura 3.1.

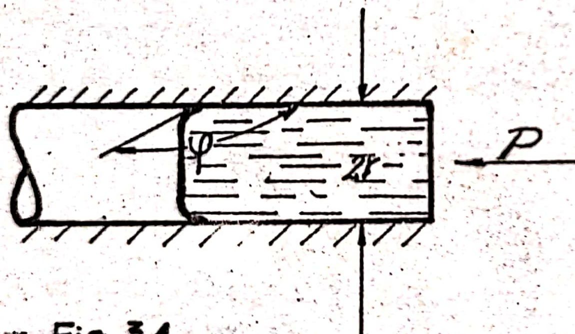


Fig. 3.1.

Pentru a fi posibilă curgerea, la echilibru avem:

$$(\sigma_{Sg} - \sigma_{SL})\, 2\pi r = \pi r^2 p$$

dar $\sigma_{Sg} - \sigma_{SL} = \sigma_{lg} \cos$

unde: σ_{lg} – tensiunea interfazică aliaj lichid-gaz;

σ_{SL} – tensiunea interfazică solid-aliaj lichid;

σ_{Sg} – tensiunea interfazică solid-gaz;

p – presiunea necesară curgerii;

r – raza canalului.

$$\sigma_{lg} \cos\varphi \cdot 2\pi r = \pi r^2 p,$$

$$p = \frac{2\sigma\,|\cos\varphi|}{r}.$$

$$p = \frac{2 \cdot 1{,}5 \cdot 1}{1 \cdot 10^{-2}} = 300 \text{ N/m}^2.$$

Presiunea este dată de înălţimea hidrostatică a coloanei de oţel lichid din piciorul pîlniei, adică:

$$p = \rho g h.$$

In acest caz înălţimea necesară învingerii forţelor superficiale este:

$$h = \frac{p}{\rho g} = \frac{300}{7000 \cdot 9,81} = 0,0044 \text{ m} = 4,4 \text{ mm}.$$

Pentru a învinge forţele datorate tensiunii superficiale la curgerea oţelului lichid printr-un canal cu raza de 1 cm va fi suficientă o coloană de oţel de 4,4 mm.

Deoarece la dimensionarea reţelei de turnare înălţimea piciorului de turnare se alege mai mare decît înălţimea piesei în poziţia de turnare, rezultă că tensiunea superficială nu influenţează dimensiunile piciorului de turnare.

Pentru a determina înălţimea necesară pătrunderii oţelului lichid în porii formei considerăm trei granule de nisip, ideale sub formă de sferă de rază R = 0,32 mm aflate în contact, figura 3.2. Intre ele se poate înscrie un canal capilar, de rază „r"

Centrul canalului capilar, por, cu raza „r" se află în punctul de intersecţie a bisectoarelor.

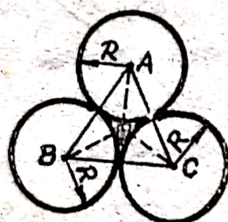


Fig. 3.2.

$$AI^2 = AB^2 - BC^2,$$

$$AI^2 = 4R^2 - R^2 = 3R^2,$$

$$AI = R\sqrt{3}.$$

$$\frac{2}{3} AI = R + r,$$

$$\frac{2}{3} R\sqrt{3} = R + r,$$

$$r = \frac{2}{3}\sqrt{3} R - R = 0,155 R.$$

$$r = 0,155 \cdot 0,32 = 0,0496 \text{ mm}.$$

Presiunea necesară pentru ca oţelul lichid să pătrundă în acest canal, este:

$$p = \frac{2\sigma}{r} = \frac{2.1,5}{0,0496.10^{-3}} = 60484 \text{ N/m}^2.$$

Inălţimea necesară pentru învingerea forţelor datorate tensiunii superficiale este:

$$h = \frac{p}{\rho g} = \frac{60484}{7000 \cdot 9,81} = 0,881 \text{ m}.$$

Deci pentru ca oţelul lichid să pătrundă în capilarele formei este necesară o înălţime a coloanei de lichid de 881 mm.

Discuţii asupra rolului mărimii de grăunte (R) în formarea aderenţelor:

Tabelul 3.1.

R [mm]	o,32	o,35	o,38	o,4o
r [mm]	o,o496	o,o543	o,o589	o,o62
h [mm]	881	8o4	741	7o4

Cu cît raza canalului capilar este mai mică cu atît este necesară o înălţime a coloanei de oţel lichid mai mare pentru a învinge tensiunea superficială şi a realiza curgerea.

*

3.2. Să se determine tensiunea superficială a oţelurilor carbon cu o,2; o,4 şi o,5% carbon.

Rezolvare:

Pentru determinarea tensiunii superficiale, în cazul oţelurilor carbon se poate folosi următoarea relaţie:

$$\sigma = 1,6 - 0,1\% \, C \quad [N/m] .$$

Se recomandă utilizarea relaţiei pentru conţinuturi de o,1...o,5% C, deoarece în acest interval influenţa elementelor însoţitoare Si, Mn, P, S asupra tensiunii superficiale este mică.

Aplicînd relaţia de mai sus rezultă:

$$C = 0,2\% \Rightarrow \sigma = 1,6 - 0,1 \cdot 0,2 = 1,58 \ N/m .$$
$$C = 0,4\% \Rightarrow \sigma = 1,6 - 0,1 \cdot 0,4 = 1,56 \ N/m .$$
$$C = 0,5\% \Rightarrow \sigma = 1,6 - 0,1 \cdot 0,5 = 1,55 \ N/m .$$

Se poate observa că odată cu creşterea conţinutului de carbon valoarea tensiunii superficiale se micşorează.

*

3.3. Să se calculeze raza minimă a incluziunilor nemetalice care pot ajunge în stratul de zgură, dintr-o baie de oţel cu înălţimea de 9oo mm în timp de 6o s. Se cunosc:

- densitatea incluziunii ρ_i = 3ooo kg/m^3;
- densitatea oţelului ρ_{otel} = 7ooo kg/m^3;
- vîscozitatea dinamică a oţelului $\eta = 5 \cdot 10^{-3}$ Ns/m^2.

Rezolvare:

Asupra particulelor de incluziuni, presupuse sferice, aflate în baia metalică acţionează două forţe:

- forţa ascensională $F = \frac{4}{3}\pi g r^3 (\rho_{oţel} - \rho_{inc})$;
- rezistenţa mediului $R = 6\pi r V \eta$;

unde: V - viteza de ascensiune a incluziunilor.

Pentru ca particula de oxid să se poată ridica la suprafaţa băii metalice trebuie ca $F \geqslant R$.

In acest caz obţinem viteza de ascensiune a particulelor:

$$\frac{4}{3}\pi g r^3 (\rho_{oţel} - \rho_{inc}) = 6\pi r V \eta ;$$

$$V = \frac{2}{9} g r^2 \frac{\rho_{oţel} - \rho_{inc}}{\eta} .$$

Viteza minimă de deplasare a incluziunilor care se pot separa în baia metalică este:

$$V = \frac{900}{60} = 15 \text{ mm/s} .$$

Raza minimă a particulelor care se pot separa va fi:

$$r = \sqrt{\frac{9 V \eta}{2 g (\rho_{oţel} - \rho_i)}} = \sqrt{\frac{9.0,015.5.10^{-3}}{2.9,81 (7000-2000)}} = 0,83.10^{-4} \text{ m} .$$

Pentru particulele de diferite dimensiuni aflate la aceeaşi distanţă H = 900 mm, faţă de suprafaţa oţelului lichid, distanţele parcurse în timp de 60 s vor fi:

r [m]	$0,5.10^{-4}$	$0,7.10^{-4}$	$0,83.10^{-4}$	10^{-4}	10^{-3}
V [m/s]	$0,545.10^{-2}$	$1,068.10^{-2}$	$1,500.10^{-2}$	$2,180.10^{-2}$	2,18
H [m]	0,327	0,641	0,900	1,308	130,8

Aceste valori arată că particulele cu dimensiuni mici se elimină foarte greu din baia metalică, în timp ce cele cu dimensiuni mari se elimină complet. Apare astfel în evidenţă, importanţa coalescenţei produselor de dezoxidare, proces în care se formează particule cu raze mari, care se elimină foarte repede din oţelul lichid.

*

3.4. Să se determine presiunea necesară pentru ca o bulă de oxid de carbon cu raza de 8.10^{-6} m să iasă la suprafaţa oţelului lichid turnat într-o piesă cu înălţimea de 0,2 m ştiind că ea apare la înălţimea de 0,1 m. Se cunosc:

- tensiunea superficială a oţelului lichid, $\sigma = 1,5$ N/m;
- presiunea atmosferică $P_{at} = 9.81.10^4$ N/m^2;
- densitatea oţelului, $\rho = 7000$ kg/m^3;
- unghiul de contact, $\varphi = 180°$.

Rezolvare:

Un aspect important legat de segregarea carbonului şi oxigenului din oţel este cel al formării suflurilor.

Dacă concentraţiile siliciului, manganului sau a altor dezoxidanţi sînt suficient de mari, conţinutul de oxigen în timpul solidificării va fi scăzut şi reacţia dintre carbon şi oxigen nu are loc deci nu se vor forma sufluri.

In cazul în care reacţia are loc presiunea necesară bulei de gaz pentru a nu se forma sufluri endogene este:

$$P_g > P_m + P_c + P_{at}$$

unde: P_m - presiunea metalului în punctul corespunzător din formă;
P_c - rezistenţa cauzată de forţele capilare;

$$P_g > \rho g h + \frac{2\sigma/\cos\varphi/}{r} + P_{at} .$$

$$P_g > 7000.9,81.0,1 + \frac{2.1,5|\cos 180°|}{8.10^{-6}} + 9,81.10^4 \cong 48.10^4 \text{ N/m}^2,$$

$$P_g > 4,89 \text{ at.}$$

*

3.5.Care este regimul de curgere a unui oţel carbon printr-un canal circular cu diametrul 60 mm, cunoscînd viteza de curgere 0,5 m/s şi vîscozitatea dinamică $3,6.10^{-2}$ P. Se cunoaşte densitatea oţelului lichid $\rho = 7200$ kg/m^3.

Rezolvare:

Regimul de curgere al aliajelor lichide este stabilit de criteriul Reynolds:

$$Re = \frac{V \cdot d}{\nu},$$

unde: V - viteza medie de deplasare a aliajului pe secţiunea canalului, în m/s;
d - diametrul hidraulic al canalului, în m;
ν - vîscozitatea cinematică a oţelului, în m^2/s.

$1\ Ns/m^2 = 10\ P, \Rightarrow \eta = 3,6 \cdot 10^{-3}\ Ns/m^2.$

$\nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{3.6 \cdot 10^{-3}}{7200} = 5 \cdot 10^{-7}\ m^2/s.$

$Re = \frac{0,5 \cdot 0,06}{5 \cdot 10^{-7}} = 60000.$

Curgerea oţelului este turbulentă.

x

3.6. Să se calculeze contracţia în stare lichidă a oţelului refractar T40SiCr130 ştiind că se toarnă la un grad de supraîncălzire de 50°C şi respectiv 100°C.

Rezolvare:

Unul din factorii care influenţează valoarea contracţiei în stare lichidă la oţeluri este compoziţia chimică.

In tabelul 3.2. se prezintă influenţa conţinutului de carbon pentru diferite grade de supraîncălzire asupra contracţiei în stare lichidă, iar în tabelul 3.3. influenţa elementelor de aliere.

Tabelul 3.2.

Influenţa carbonului asupra contracţiei în stare lichidă

$\Delta T_{sî} = T_t - T_L$ [°C]	Contracţia în stare lichidă, %				
	0,05% C	0,5% C	1,0% C	1,5% C	2,5% C
50	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6
100	1,4	1,6	1,8	2,0	2,4
200	1,8	3,05	3,4	4,0	4,8
300	4,4	4,8	5,5	6,0	7,0

Tabelul 3.3.

Influenţa elementelor de aliere asupra contracţiei în stare lichidă

Elementul	W	Ni	Mn	Cr	Si	Al
Coeficient de influenţă pentru 1% element	-0,53	-0,0354	+0,585	+0,12	+1,03	+1,7

Compoziţia chimică a oţelului T 40SiCr130 este următoarea: C = 0,3...0,5%; Mn = max 1%; Si = 2...3%; Cr = 12...14%; S=max 0,030%; P = max 0,035%.

$$\Delta T_{Si} = 50^{\circ} \Rightarrow \varepsilon_{Vl} = 1 + 1 \cdot 0{,}585 + 2{,}5 \cdot 1{,}03 + 13 \cdot 0{,}12 = 5{,}72\%.$$

$$\Delta T_{Si} = 100^{\circ} \Rightarrow \varepsilon_{Vl} = 1{,}6 + 1 \cdot 0{,}585 + 2{,}5 \cdot 1{,}03 + 13 \cdot 0{,}12 = 6{,}32\%.$$

*

3.7. Să se determine contracţia în stare lichidă şi la solidificare pentru un oţel carbon cu 0,1% C şi respectiv 0,4% C, pe baza următoarelor determinări de volum specific:

- oţel carbon cu 0,1% C – $T_t = 1600^{\circ}C$; $V_t = 0{,}1415\ dm^3/kg$;
  - $T_l = 1530^{\circ}C$; $V_l = 0{,}1400\ dm^3/kg$;
  - $T_s = 1480^{\circ}C$; $V_s = 0{,}1362\ dm^3/kg$;
- oţel carbon cu 0,4% C – $T_t = 1600^{\circ}C$; $V_t = 0{,}1440\ dm^3/kg$;
  - $T_l = 1485^{\circ}C$; $V_l = 0{,}1420\ dm^3/kg$;
  - $T_s = 1375^{\circ}C$; $V_s = 0{,}1358\ dm^3/kg$.

Rezolvare:

Contracţia în stare lichidă se calculează cu următoarea relaţie:

$$\varepsilon_l = \frac{V_t - V_l}{V_l} \cdot 100 .$$

$$0{,}1\%\ C \Rightarrow \varepsilon_l = \frac{0{,}1415 - 0{,}1400}{0{,}1400} \cdot 100 = 1{,}071\% .$$

$$0{,}4\%\ C \Rightarrow \varepsilon_l = \frac{0{,}1440 - 0{,}1420}{0{,}1420} \cdot 100 = 1{,}408\% .$$

Similar se determină şi contracţia la solidificare.

Se poate observa că odată cu creşterea conţinutului de carbon se măreşte atît contracţia în stare lichidă cît şi contracţia la solidificare.

*

3.8. Să se analizeze dacă într-o piesă tip tub cu flanşe, turnată din OT500-3, cu următoarele dimensiuni: lungimea 2000 mm; diametrul exterior 150 mm; diametrul flanşelor 300 mm, pot apare crăpături cunoscîndu-se:

a) contracţia liniară liberă 2%, iar cea frînată 1,9%;
b) contracţia liniară liberă 2%, iar cea frînată 1,8%;
c) contracţia liniară liberă 2%, iar cea frînată 1,7%.

Rezolvare:

Dacă tubul s-ar contracta liber atunci ar apare o contracţie de o,o2 . 2ooo = 4o mm.

In realitate datorită prezenţei flanşelor, va apare o contracţie frînată şi tubul se va contracta numai cu:

a) o,o19 . 2ooo = 38 mm;
b) o,o18 . 2ooo = 36 mm;
c) o,o17 . 2ooo = 34 mm.

Tubul va apare alungit cu:

a) 4o - 38 = 2 mm;
b) 4o - 36 = 4 mm;
c) 4o - 34 = 6 mm.

Alungirea relativă, $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l}$ va fi în cele trei cazuri:

a) $\varepsilon = \frac{2}{2000} = 1 \cdot 10^{-3}$ mm/mm;

b) $\varepsilon = \frac{4}{2000} = 2 \cdot 10^{-3}$ mm/mm;

c) $\varepsilon = \frac{6}{2000} = 3 \cdot 10^{-3}$ mm/mm.

Valoarea tensiunii de contracţie se calculează cu relaţia:

$$\sigma = \varepsilon E .$$

unde: E - modulul de elasticitate al oţelului, E = 21ooo daN/mm^2

a) $\sigma = 1 \cdot 10^{-3} \cdot 21000 = 21$ daN/mm^2;
b) $\sigma = 2 \cdot 10^{-3} \cdot 21000 = 42$ daN/mm^2;
c) $\sigma = 3 \cdot 10^{-3} \cdot 21000 = 63$ daN/mm^2.

In general limita de curgere a oţelurilor carbon netratate este de 5o% din rezistenţa la rupere. Deci pentru OT5oo-3:

$R_c = 0,50 \cdot 50 = 25$ daN/mm^2.

a) Deoarece tensiunea contracţiei nu depăşeşte limita de curgere, piesa este alungită elastic cu 2 mm. La dezbatere, odată cu cauza care le-a produs, tensiunile dispar, iar piesa va avea dimensiunile prescrise.

b) Deoarece tensiunea de contracţie depăşeşte limita de curgere, piesa se va deforma plastic sub efectul tensiunii şi va rămîne cu 4 mm mai lungă după dezbatere. Piesa nu va prezenta crăpături.

Dacă piesa se prelucrează pentru a aduce tubul la lungimea prescrisă flanşele vor rămîne mai subţiri cu 4/2 = 2 mm.

c) Pentru un OT500, $R_R = 50$ daN/mm^2, şi în acest caz tensiunea de contracţie din piesă depăşeşte rezistenţa la rupere a materialului şi în piesă vor apare crăpături.

=

3.9. Să se calculeze tensiunile care apar în părţile groase şi subţiri pentru piesa turnată din OT500 la temperatura de 1500°C, figura 3.3 . Se cunosc:

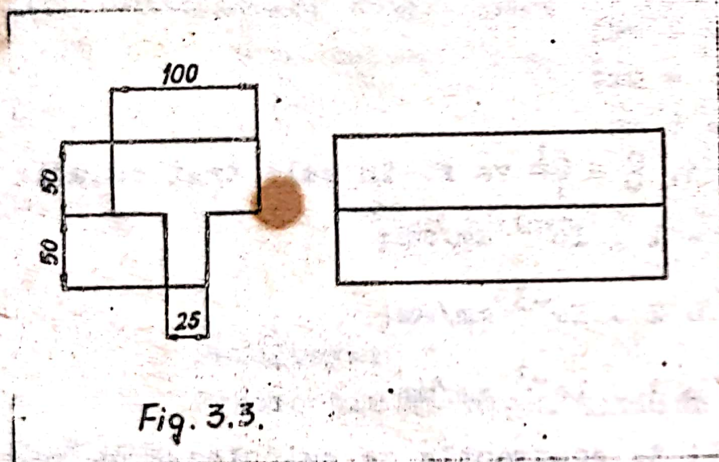


Fig. 3.3.

- temperatura de trecere din domeniul plastic în domeniul elastic, $T_K = 620°C$;
- modulul de elasticitate al oţelului $E = 21000$ daN/mm^2
- $\alpha = 15,6 \cdot 10^{-6}$.

Rezolvare:

Pentru calculul tensiunilor de turnare se folosesc următoarele relaţii:

$$\sigma_1 = + \frac{S_2}{S_1 + S_2} E \alpha C_1 C_2 T_K \left[1 - \left(\frac{T_K}{T_t} \right)^{\frac{K_2}{K_1} - 1} \right]; \quad (1)$$

$$\sigma_2 = - \frac{S_1}{S_1 + S_2} E \alpha C_1 C_2 T_K \left[1 - \left(\frac{T_K}{T_t} \right)^{\frac{K_2}{K_1} - 1} \right]. \quad (2)$$

unde: S_1 - suprafaţa barei groase, în mm^2;

S_2 - suprafaţa barei subţiri, în mm^2;

C_1, C_2 - coeficienţi subunitari care ţin seama de condiţiile de schimb de căldură şi de faptul că trecerea din domeniul plastic în domeniul elastic are loc într-un interval de temperaturi. Pentru oţelurile carbon se adoptă $C_1 = 0,8$ şi $C_2 = 0,7$;

$\frac{K_2}{K_1}$ - raport dependent de grosimea echivalentă în relaţie invers proporţională:

$$\frac{K_2}{K_1} = \frac{R_1}{R_2} \quad (3)$$

Grosimea echivalentă se poate calcula cu relaţia:

$$R = \frac{V}{S}$$

Pe baza relaţiilor pentru calculul volumului şi suprafeţei la barele de lungime ℓ şi pentru calculul perimetrului liber P_ℓ:

$$\left.\begin{array}{l} V = s \cdot \ell ; \\ S = P_\ell \cdot \ell ; \end{array}\right\} \Rightarrow R = \frac{s\,\ell}{P_\ell \cdot \ell} = \frac{s}{P_\ell} . \qquad (4)$$

Inlocuind în relaţia (3) valorile pentru cele două grosimi echivalente obţinute cu relaţia (4) rezultă:

$$\frac{K_2}{K_1} = \frac{\dfrac{S_1}{P_{\ell_1}}}{\dfrac{S_2}{P_{\ell_2}}} .$$

$$S_1 = 5o \times 1oo = 5ooo\ mm^2 ;$$
$$S_2 = 5o \times 25 = 125o\ mm^2 ;$$
$$P_{\ell_2} = 5o + 5o + 25 = 125\ mm ;$$
$$P_{\ell_1} = 1oo + 5o + 5o + (1oo-25) = 275\ mm ;$$

$$\frac{K_2}{K_1} = \frac{\dfrac{5ooo}{275}}{\dfrac{125o}{125}} = \frac{18,15}{1o} = 1,815 .$$

$$\sigma_1 = \frac{125o}{125o+5ooo} \cdot 21ooo.15,6.1o^{-6}.o,8.o,7.62o\left[1 - \left(\frac{62o}{15oo}\right)^{1,815-1}\right] = 1o,15\ daN/mm^2 .$$

$$\sigma_2 = -\frac{5ooo}{125o+5ooo} \cdot 21ooo.15,6.1o^{-6}.o,8.o,7.62o\left[1 - \left(\frac{62o}{15oo}\right)^{1,815-1}\right] = -4o,6\ daN/mm^2 .$$

Deoarece valoarea tensiunilor de turnare, tensiuni de întindere, în bara groasă nu depăşeşte valoarea rezistenţei la rupere, 5o daN/mm², în piesa turnată nu vor apare crăpături.

*

5.10. Să se determine valorile tensiunilor în centru şi la suprafaţa unui cilindru turnat din oţel ştiind că există o diferenţă de temperatură între centru şi suprafaţă de 50°C. Se cu-

nosc: $E = 21000\ daN/mm^2$; $\alpha = 15.10^{-6}$; $C_1 = 0,8$. Dar dacă partea centrală trece în stare elastică atunci cînd temperatura suprafeței este de 20^oC?

Rezolvare:

Tensiunile termice pot apare în piese cu grosime mare și uniformă a pereților, cilindri, lingouri, atunci cînd răcirea are loc cu viteză mare, părțile exterioare răcindu-se mai repede decît cele centrale. In aceste condiții în partea exterioară apar tensiuni de compresiune iar în partea centrală tensiuni de întindere.

Valoarea tensiunilor se poate calcula cu relația:

$$\sigma_{1,2} = \pm \frac{E \quad (T_K - T_S)\ (1 - 2\ \frac{r^2}{R^2})\ C_1}{2\ (1 - \mu)} , \qquad (1)$$

unde: E – modulul de elasticitate, în daN/mm^2;

α – coeficientul de dilatare termică;

T_K – temperatura de trecere din domeniul plastic în domeniul elastic, în ^oC;

T_S – temperatura la suprafață cînd centrul piesei trece în domeniul elastic, în ^oC;

r – distanța față de centrul piesei a punctului în care se calculează tensiunea;

R – raza cilindrului, lingoului;

μ – coeficientul lui Poisson, $\mu = 0,3$;

C_1 – coeficient care ține seama de trecerea treptată din domeniul plastic în cel elastic.

Tensiunile au valori maxime în centru și la periferie. Inlocuind în relația (1) r = 0 putem calcula tensiunile în centrul cilindrului:

$$\sigma_1 = + \frac{E\alpha(T_K - T_S)\ C_1}{2\ (1 - \mu)} . \qquad (2)$$

La suprafața exterioară a cilindrului, r = R, tensiunile se vor calcula cu relația:

$$\sigma_2 = - \frac{E\alpha(T_K - T_S)\ C_1}{2\ (1 - \mu)} . \qquad (3)$$

Din relațiile (2) și (3) se poate observa că tensiunile care apar în centrul unui lingou sau piese cilindrice și su-

prafaţa exterioară nu depind direct de grosimea piesei ci numai de gradientul termic.

Prin înlocuire în relaţia (2) pentru cele două cazuri se vor obţine următoarele valori ale tensiunii:

$$a)\ \sigma_1 = + \frac{21000.15.10^{-6}.50.0,8}{2\ (1 - 0,3)} = 1,8\ daN/mm^2$$

$$b)\ \sigma_1 = + \frac{21000.15.10^{-6}\ (620-20).0,8}{2\ (1 - 0,3)} = 108\ daN/mm^2$$

Pentru tensiunile la suprafaţa exterioară se obţine:

$$a)\ \sigma_2 = - \frac{21000.15.10^{-6}.50.0,8}{2\ (1 - 0,3)} = 1,8\ daN/mm^2$$

$$b)\ \sigma_2 = - \frac{21000.15.10^{-6}\ (620-20).0,8}{2\ (1 - 0,3)} = 108\ daN/mm^2$$

Se poate observa că în al doilea caz, valoarea tensiunilor de întindere depăşesc rezistenţa la rupere a oţelurilor şi deci în piesă vor apare crăpături.

x

3.11. Să se calculeze gradul de solidificare, g, al unei piese turnate din oţel care conţine 0,3% S şi 0,9% Mn, în momentul în care începe formarea sulfurii de mangan, MnS. Se cunosc:

- coeficientul de repartiţie a sulfului şi manganului, $K_S = 0,02$ respectiv $K_{Mn} = 0,68$;
- temperatura de turnare, $T_c = 1550^{\circ}C$;
- activitatea sulfurii de mangan, $a_{MnS} = 0,5$.

Se aproximează că sulful şi manganul dizolvate în oţel respectă legea lui Henry.

Rezolvare:

În timpul solidificării oţelului, pe măsură ce oţelul se solidifică, restul topiturii se îmbogăţeşte cu sulf şi mangan şi la un moment dat se atinge valoarea critică necesară formării sulfurii de mangan.

Sulfurile de mangan constituie incluziuni care afectează puternic proprietăţile oţelului.

Procesul de microsegregare care are loc la solidificarea oţelului este reprezentat de ecuaţiile lui Scheil:

$$\frac{df_l}{dC_l} = - \frac{1}{1 - K} \; \frac{f_l}{C_l} \, .$$

Pentru un raport de repartiţie constant, relaţia devine:

$$C_l = C_o f_l^{\,K-1} \, , \qquad (1)$$

unde: C_l - concentraţia la un moment dat în oţelul lichid;

C_o - concentraţia iniţială în oţelul lichid;

f - cantitatea relativă de lichid în volumul analizat;

K - raportul de repartiţie la echilibru;

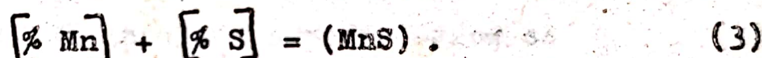
Deoarece:

$$f_l = 1 - g \, ,$$

unde: g - gradul de solidificare, relaţia (1) devine:

$$C_l = C_o \, (1 - g)^{K-1} \, . \qquad (2)$$

Reacţia care decurge la formarea sulfurii de mangan este următoarea:



$$[\% \, Mn] + [\% \, S] = (MnS) \, . \qquad (3)$$

Pentru reacţia 3 se cunoaşte entalpia liberă:

$$\Delta G^o \doteq - 130751 + 80{,}57 \; T \; [J] = - 31200 + 19{,}3 \; T \; [cal] \, .$$

Avînd în vedere că la echilibru variaţia entalpiei libere este nulă se obţine:

$$\Delta G = \Delta G^o + RT \ln K = 0 \, . \qquad (4)$$

Constanta de echilibru a reacţiei (3) se calculează cu relaţia:

$$K = \frac{a_{MnS}}{a_{Mn} \cdot a_S} \, .$$

Prin înlocuire relaţia (3) devine:

$$\Delta G^o + RT \ln \frac{a_{MnS}}{a_{MnS} \cdot a_S} = 0 \, .$$

Deoarece activitatea elementelor este necunoscută şi concentraţia elementelor este foarte mică, echilibrul reacţiei se poate caracteriza prin substituirea activităţii cu concentraţia:

$$\Delta G^o + RT \ln \frac{a_{MnS}}{[\% \, Mn] \; [\% \, S]} = 0 \, .$$

$$- 31200 + 19,3\ T = - 4,58\ T \log \frac{a_{MnS}}{[\%\ Mn][\%S]},$$

$$- 31200 + 19,3 \cdot 1823 = - 4,58 \cdot 1823 \log \frac{0,5}{[\%Mn][\%S]} \cdot (5)$$

Din relaţia (5) se obţine valoarea critică care trebuie atinsă în timpul procesului de solidificare pentru formarea sulfurii de mangan:

$$[\%\ Mn]\ [\%\ S] = 1,52 .$$

In continuare se calculează conţinuturile de mangan şi de sulf în funcţie de gradul de solidificare:

$$[\%\ Mn]_l = 0,9\ (1 - g)^{0,68-1} ;$$

$$[\%\ S]_l = 0,3\ (1 - g)^{0,02-1} ;$$

$$[\%\ Mn]_l\ [\%\ S]_l = 0,9\ (1-g)^{0,68-1} \cdot 0,3\ (1-g)^{0,02-1} .$$

$$0,27\ (1-g)^{-1,30} = 1,52 . \qquad (6)$$

Pentru a se calcula gradul de solidificare se logaritmează relaţia (6):

$$\log 0,27\ (1-g)^{-1,30} = \log 1,52 ,$$

$$- 1,30 \log 0,27\ (1-g) = \log 1,52 ,$$

$$g = 0,735 .$$

Rezultă că formarea sulfurii de mangan are loc după ce 73,5% din piesa turnată s-a solidificat.

x

3.12. Se consideră o oală de turnare cu diametrul de 3,2 m, în care se toarnă 100 t oţel la temperatura de 1650°C. Din pierderile totale de căldură 85% au loc prin radiaţie. Să se calculeze temperatura oţelului după 30 minute în cazul în care suprafaţa băii este neacoperită.

Rezolvare:

Căldura emisă prin radiaţie în unitatea de timp şi pe unitatea de suprafaţă rezultă din legea Stefan Boltzman:

$$Q = \varepsilon_{b-m} \cdot c \left[\left(\frac{T_b}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_m}{100}\right)^4 \right] \quad [W/m^2] .$$

unde: ε_{b-m} - coeficientul de emisivitate reciprocă între baia metalică şi mediu, $\varepsilon_{b-m} = 0,5$;

σ - constanta de radiaţie a corpurilor negre, în W/m^2K^4 (σ = 5,67 W/m^2K^4);

T_b, T_m - temperatura băii metalice, respectiv a mediului, în K.

Deoarece în timp de 3o minute, temperatura oţelului lichid din oală se micşorează, în calcule se va considera o temperatură medie $T_{mb} \simeq 1625^oC \simeq 1900$ K.

Temperatura mediului ambiant se stabileşte mai greu şi de aceea se adoptă din date practice T_m = 400 K.

$$Q = o{,}5 \cdot 5{,}67 \left[\left(\frac{19oo}{1oo}\right)^4 - \left(\frac{4oo}{1oo}\right)^4\right] = 368734 \text{ W}.$$

Cantitatea de căldură emisă în unitatea de timp se calculează cu relaţia:

$$W = A \cdot Q = 8 \cdot 368734 = 2949874 \text{ W} \simeq 3 \text{ MW}.$$

Avînd în vedere că 1 W = 1 J/s, pierderile prin radiaţie în timp de 3o minute vor fi:

$$P = 3o \cdot 6o \cdot 3 = 54oo \text{ MJ}.$$

Stiind că aceasta reprezintă 85% din pierderile totale se calculează pierderile totale ca fiind:

$$P_{tot} = \frac{54oo}{o{,}85} = 6353 \text{ MJ}.$$

Din tabele termodinamice se obţine pentru entalpia oţelului la 1650°C valoarea de 79 KJ/mol = 79 MJ/k mol.

La 1oo tone oţel vor corespunde:

$$\frac{1ooooo}{56} \simeq 18oo \text{ k mol Fe}$$

şi un conţinut total de căldură

$$Q' = 18oo \cdot 79 = 1422oo \text{ MJ}.$$

Prin scăderea pierderilor de căldură pentru durata de 3o minute se obţine o cantitate de căldură egală cu:

$$1422oo - 6353 = 135847 \text{ MJ} = \frac{135847}{18oo} = 75{,}5 \text{ MJ/kmol}.$$

Din tabele termodinamice pentru valoarea entalpiei obţinute, corespunde o valoare a temperaturii oţelului lichid de $\simeq 1560^oC$.

Pierderea de temperatură pe parcursul celor 3o minute este de:

$$1650^\circ - 1560^\circ = 90^\circ C.$$

x

3.13. Să se determine cantitatea de căldură cedată formei de turnare la turnarea unui OT 5oo știind că se toarnă o piesă cu dimensiunile ∅ 1oo x 3oo mm. Piesa se toarnă într-o formă din amestec de formare cu coeficientul de acumulare a căldurii, b_f = 1628 $Ws^{1/2}/m^2K$, la temperatura de 1600°C. Se mai cunosc:

- temperatura de contact, T_c = 1350°C;
- temperatura inițială a formei, T_{if} = 20°C.

Rezolvare:

Cantitatea de căldură cedată de oțelul lichid la turnare se calculează cu relația:

$$Q = \frac{2}{\sqrt{\pi}} b_f (T_c - T_{if}) \sqrt{\tau} \cdot F,$$

unde: F - suprafața de schimb de căldură între aliaj și formă.

$$F = 2 \cdot \frac{\pi \cdot 1oo^2}{4} + \pi \cdot 1oo \cdot 3oo = o,11 \ m^2.$$

$$Q = \frac{2}{\sqrt{\pi}} 1628 \ (135o - 2o) \cdot o,11 \cdot \sqrt{\tau} = 268822 \sqrt{\tau} .$$

Se poate observa că în timpul solidificării cantitatea de căldură transmisă formei de către aliaj respectă legea rădăcinii pătrate: $Q = K\sqrt{\tau}$

τ [s]	15	3o	6o	9o	12o	15o	18o	21o	3oo
$Q \cdot 1o^3$ [J]	1o41	1472	2o82	255o	2944	3292	36o7	3895	4656

x

3.14. Să se determine de cîte ori crește viteza de solidificare a unui oțel carbon la turnarea lui într-o formă din amestec crud cu coeficientul de solidificare K = o,15 $cm/s^{1/2}$ față de turnarea într-o formă din amestec uscat cu coeficientul de solidificare K = o,1o $cm/s^{1/2}$.

Rezolvare:

Solidificarea oţelurilor respectă legea rădăcinii pătrate:

$$x = K\sqrt{\tau} , \qquad (1)$$

unde: x - grosimea crustei solidificate;
K - constanta de solidificare;
τ - durata de solidificare.

Viteza de solidificare se obţine prin derivarea relaţiei (1) în raport cu timpul

$$V = \frac{dx}{d\tau} = \frac{K}{2\sqrt{\tau}} .$$

Se poate observa că viteza de solidificare scade hiperbolic cu timpul.

Viteza de solidificare pentru forma din amestec crud va fi:

$$V_c = \frac{0,15}{2\sqrt{\tau}} ,$$

iar pentru forma din amestec uscat:

$$V_u = \frac{0,10}{2\sqrt{\tau}} .$$

Intre cele două viteze de solidificare există raportul:

$$\frac{V_c}{V_u} = \frac{\frac{0,15}{2\sqrt{\tau}}}{\frac{0,10}{2\sqrt{\tau}}} = 1,5 ; \qquad V_c = 1,5\ V_u .$$

Viteza de solidificare în forme din amestec crude este de 1,5 ori mai mare decît în forme din amestec uscate.

x

3.15. Să se determine timpul de solidificare al unei piese de formă cilindrică cu Ø 100 mm, turnată din oţel carbon ştiind că se toarnă într-o formă din amestec uscat cu $K = 1,2.10^{-3}$ $m/s^{1/2}$

Rezolvare:

Se aplică legea rădăcinii pătrate pentru grosimea echivalentă a peretelui piesei:

$$R_{ech} = K\sqrt{\tau} .$$

Grosimea echivalentă pentru o piesă cilindrică se determină cu relaţia:

$$R_{ech} = \frac{R^2}{2\ R} = \frac{R}{2} .$$

Timpul de solidificare va fi:

$$\tau = \frac{R_{ech}}{K}^2 = \frac{(25 \cdot 10^{-3})^2}{1,2 \cdot 10^{-3}} = 434'' = 7'14''.$$

*

5.46. Să se determine timpul de solidificare al unei piese cu dimensiunile Ø 100 x 300 mm, ştiind că se toarnă din oţel carbon la temperatura de 1600°C, într-o formă din amestec uscat cu argilă şi b_f = 1700 W $s^{1/2}/m^2K$, cunoscîndu-se următoarele date:

- căldura latentă de solidificare a oţelului, L = 260000 J/kg;
- temperatura de contact, T_c = 1350°C;
- căldura specifică masică a oţelului, C = 920 J/kg;
- densitatea oţelului, ρ = 7200 kg/m³;
- temperatura de cristalizare, T_k = 1496°C.

Rezolvare:

Timpul de solidificare se determină pe baza ecuaţiei de bilanţ termic:

$$Q_1 = Q_2 ,$$

unde: Q_1 - cantitatea de căldură cedată de aliaj formei, în J;
Q_2 - cantitatea de căldură primită de formă, în J.

$$Q_1 = m \left[L + c_1 (T_t - T_k)\right] ;$$

$$Q_2 = \frac{2}{\sqrt{\pi}} b_f (T_c - T_{if}) \sqrt{\tau} \cdot F ;$$

$$\sqrt{\tau} = \frac{m \left[L + c_1 (T_t - T_k)\right]}{\frac{2}{\sqrt{\pi}} b_f (T_c - T_{if}) F} .$$

$$m = V \cdot \rho = \frac{\pi \cdot 0,1^2}{4} \cdot 0,3 \cdot 7200 \simeq 17 \text{ kg} .$$

$$F = 2 \cdot \frac{\pi \cdot 100^2}{4} + \pi \cdot 100 \cdot 300 = 0,11 \text{ m}^2 .$$

$$\sqrt{\tau} = \frac{17 \left[260000 \quad 920 \ (1600-1496)\right]}{1,128 \cdot 1700 \ (1350-20) \cdot 0,11} = 21,5 \text{ s}$$

$$\tau = 462 \text{ s}.$$

CAPITOLUL 4

SISTEME DE ALIMENTARE A PIESELOR TURNATE DIN OTEL

4.1. Legi hidrodinamice care guvernează curgerea oţelului lichid

4.1.1. Legea continuităţii

Exprimă principiul conservării masei, debitul masic în orice secţiune transversală de-a lungul unui curent fluid fiind constant, figura 4.1.

$D_m = S\,v\,\rho = const.$

$S_1\,v_1\,\rho_1 = S_2\,v_2\,\rho_2 = const,$ (4.1)

unde:

S_1, S_2 – aria secţiunii jetului de oţel în punctele 1, respectiv 2, în m^2;

v_1, v_2 – viteza jetului de oţel în punctele 1, respectiv 2, în m/s;

ρ_1, ρ_2 – densitatea oţelului în cele două puncte, în kg/m^3.

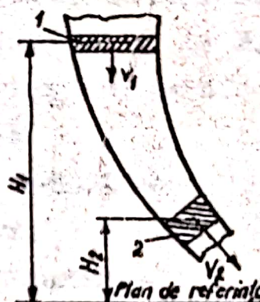


Fig. 4.1. Jet de oţel cu secţiune variabilă.

Deoarece aliajele lichide sînt practic incompresibile, $\rho_1 = \rho_2$, adică:

$$S_1\,v_1 = S_2\,v_2 = ct, \qquad (4.2)$$

$$D_v = ct,$$

unde: D_v – debitul volumetric, în m^3/s.

4.1.2. Legea conservării energiei

In orice punct al aliajului lichid care curge printr-un canal suma dintre presiunea hidrostatică, presiunea dinamică şi presiunea exterioară, rămîne constantă.

$$H\gamma + \frac{v^2}{2g}\gamma + p = ct, \qquad (4.3)$$

unde: $H\gamma$ – presiunea hidrostatică;

$\frac{v^2}{2g}\gamma$ – presiunea dinamică;

p – presiunea exterioară.

Pentru jetul de aliaj cu secţiune variabilă în cazul curgerii ideale legea se poate scrie:

$$H_1\gamma + \frac{v_1^2}{2g}\gamma + p_1 = H_2\gamma + \frac{v_2^2}{2g}\gamma + p_2 . \qquad (4.4)$$

In cazul curgerii reale, cînd are loc o pierdere de energie pe traseul dintre două puncte, legea devine:

$$H_1\gamma + \frac{v_1^2}{2g}\gamma + p_1 = H_2\gamma + \frac{v_2^2}{2g}\gamma + p_2 + \sum\xi\frac{v^2}{2g}\gamma , \qquad (4.5)$$

unde: $\sum\xi$ – coeficient de pierdere de energie.

$$\sum\xi = \xi_{rf} + \xi_{rl} , \qquad (4.6)$$

unde: ξ_{rf} – coeficient de pierdere de energie datorită frecării aliajului de pereţii canalelor;

ξ_{rl} – coeficient de pierdere de energie datorită rezistenţelor locale.

$$\xi_{rf} = \lambda\frac{l}{d} , \qquad (4.7)$$

unde: λ – coeficient de frecare; în cazul oţelurilor pentru curgerea turbulentă, λ = 0,04;

l – lungimea canalului;

d – diametrul canalului.

$$\xi_{rl} = \xi_{rd} + \xi_{rs} \qquad (4.8)$$

unde: ξ_{rd} – coeficient de pierdere de energie datorită schimbărilor bruşte de direcţie. Valoarea sa se determină în funcţie de unghiul cotului pe care-l face canalul.

Tabelul 4.1.

Valorile ξ_{rd}

Unghiul cotului canalului	30°	60°	90°	120°
ξ_{rd}	0,20	0,55	1,00	1,40

ξ_{rs} – coeficient de pierdere de energie datorită schimbărilor bruşte de secţiune. Valoarea coeficientului se poate alege din tabele sau se calculează cu relaţia:

$$\xi_{rs} = \left(1 - \frac{S_1}{S_2}\right)^2$$

S_1 - secţiunea canalului îngust;
S_2 - secţiunea canalului larg.

Tabelul 4.2.

Valorile ξ_{rs} în funcţie de raportul secţiunilor

Raportul secţiunilor	o,2	o,4	o,6	o,8	1,o
ξ_{rs}	o,42	o,34	o,25	o,15	0

4.1. Să se aplice legea conservării energiei în cazul curgerii ideale şi reale a oţelului lichid prin reţeaua de turnare, figura 4.2.

Rezolvare:

Se aplică legea conservării energiei între punctele (1) şi (2) în cazul curgerii ideale:

$$H_1\gamma + \frac{v_1^2}{2\,g}\gamma + p_1 = H_2\gamma + \frac{v_2^2}{2\,g}\gamma + p_2 \,. \quad (1)$$

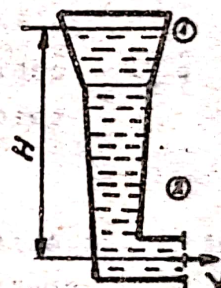


Fig. 4.2.. Schemă pentru aplicarea legii conservării energiei.

Pentru punctul (1) se poate scrie:

$H_1 = H$;
$v_1 = 0$;
$p_1 = p_a$.

Pentru punctul (2) se poate scrie:

$H_2 = 0$;
$v_2 = v$;
$p_2 = p_a$.

Relaţia (1) devine:

$$H\gamma + p_a = \frac{v^2}{2\,g}\gamma + p_a \,;$$

$$v = \sqrt{2\,g\,H} \,. \quad (2)$$

In cazul curgerii ideale, după cum arată relaţia (2) viteza de curgere depinde numai de înălţimea coloanei de oţel lichid.

Se aplică legea conservării energiei pentru cazul curgerii reale între punctele (1) şi (2) ale reţelei de turnare:

$$H_1\gamma + \frac{v_1^2}{2\,g}\gamma + p_1 = H_2\gamma + \frac{v_2^2}{2\,g}\gamma + p_2 + \sum\xi\,\frac{v^2}{2\,g}\,,$$

sau

$$H\gamma + p_a = \frac{v^2}{2\,g}\gamma + p_a + \sum\xi\,\frac{v^2}{2\,g}\,,$$

$$H = \frac{v^2}{2\,g}\,(1 + \sum\xi)\,,$$

$$v = \frac{1}{\sqrt{1 + \sum\xi}}\sqrt{2\,g\,H}\,. \qquad (3)$$

Se notează cu: $\mu = \frac{1}{\sqrt{1 + \sum\xi}}$, coeficient de pierdere de viteză.

Relaţia (3) devine:

$$v = \mu\sqrt{2\,g\,H}\,, \qquad (4)$$

formula de calcul pentru viteza de curgere a oţelului lichid într-un canal de turnare.

x

x x

4.2. Să se determine diametrul piciorului de turnare la partea inferioară dacă se cunosc datele din figura 4.2.

Rezolvare:

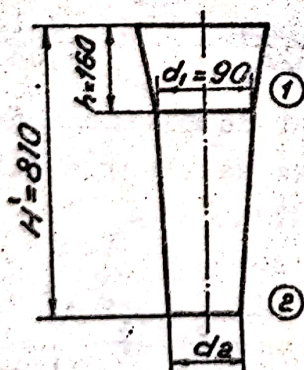


Fig. 4.2. Pîlnia şi piciorul de turnare

Se aplică legea continuităţii între punctele (1), respectiv (2):

$$S_1\,v_1 = S_2\,v_2\,.$$

$$\frac{\pi\,d_1^2}{4}\,\mu\sqrt{2\,g\,h} = \frac{\pi\,d_2^2}{4}\,\mu\sqrt{2\,g\,(H+h)}\,,$$

$$d_2 = d_1\sqrt[4]{\frac{h}{H + h}}\,.$$

$$d_2 = 90\sqrt[4]{\frac{160}{650+160}} = 90\cdot\frac{2}{3} = 60$$

$$d_2 = 60\ \text{mm}$$

x

x x x

4.3. Să se determine coeficientul de pierdere de viteză în cazul curgerii oțelului lichid prin sistemul de canale din figura 4.3.

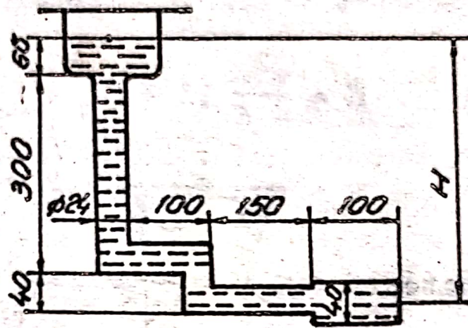


Fig. 4.3. Curgerea oțelului cu frecări și rezistențe.

Rezolvare:

Coeficientul de pierdere de viteză se determină cu relația:

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{1 + \Sigma \xi}} ;$$

$$\Sigma \xi = \xi_f + \xi_{rl} + \xi_{rs} .$$

$$\xi_f = \lambda \frac{l}{d} = 0,04 \left(\frac{0,3+0,1+0,4+0,15}{0,024} + \frac{0,1}{0,04} \right) = 1,083.$$

Pentru calculul coeficientului de pierdere de energie datorită schimbărilor bruște de direcție se observă din figură că avem trei coturi la 90°.

$$\xi_{rl} = 3 \times 1 = 3 .$$

$$\xi_{rs} = \left(1 - \frac{S_1}{S_2}\right)^2 = \left(1 - \frac{\frac{\pi \; 0,024^2}{4}}{\frac{\pi \cdot 0,04^2}{4}}\right)^2 = 0,41 .$$

Coeficientul de pierdere de energie va fi:

$$\Sigma \xi = 1,083 + 3 + 0,41 = 4,493 ;$$

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{1 + 4,493}} \approx 0,43 .$$

$$v_r = \mu \sqrt{2 \; g \; h} = \mu \cdot v_t \Rightarrow \frac{v_r}{v_t} = \mu .$$

Deci viteza reală de curgere reprezintă ≃ 43% din viteza teoretică de ungere.

x

x x

4.1.3. Determinarea timpului de turnare a oţelului dintr-o oală cu dop.

Pentru calculul timpului de turnare a unei oale cu oţel, figura 4.4, se folosesc următoarele notaţii:

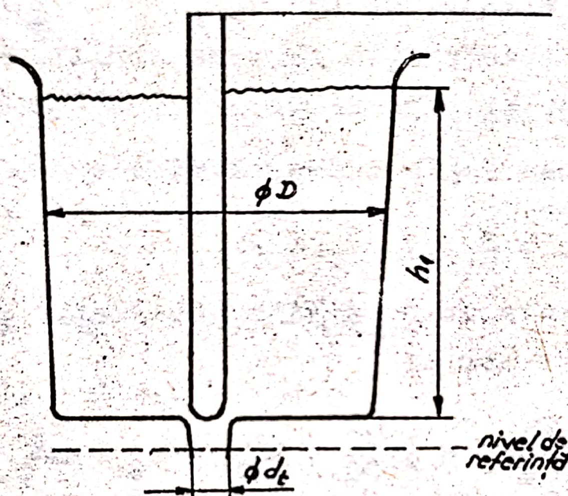


Fig. 4.4. Oală de turnare cu dop

D - diametrul mediu al oalei, în m;

h_1 - înălţimea oţelului în oală la timpul $t = 0$, în m;

h - înălţimea oţelului în oală la momentul t, în m;

h_t - înălţimea finală a oţelului în oală, în m;

l_1, l_2 - înălţimea oţelului lichid în oală la momentele t_1 şi t_2, în m;

μ - coeficientul de pierdere de viteză pentru orificiul de curgere;

A_1 - aria medie a oalei la înălţimea h_1, în m^2;

A - aria medie a oalei la înălţimea h, în m^2;

A_t - aria orificiului de turnare, în m^2;

d_t - diametrul orificiului de turnare, în m;

M_1 - masa oţelului din oală la momentul $t = 0$, în kg;

M - masa oţelului din oală la momentul t, în kg;

ΔM - cantitatea de oţel evacuată din oală la o turnare, în kg;

W - viteza de turnare a oţelului din oală sau debitul masic de turnare, în kg/s;
v_1 - viteza de curgere a oţelului la înălţimea h_1, în m/s;
v - viteza de curgere a oţelului la înălţimea h, în m/s;
v_t - viteza de curgere a oţelului prin orificiul de turnare, în m/s;
ρ - densitatea oţelului lichid, în kg/m^3;
t - timpul, în s;
g - acceleraţia gravitaţională, $g = 9,81\ m/s^2$;
p_1, p, p_t - presiunea la înălţimea h_1, h şi t_h, în N/m^2.

Pe baza legii conservării energiei, legea lui Bernoulli:

$$h + \frac{v^2}{2\,g} + \frac{p}{\rho\,g} = ct \qquad (4.9)$$

şi în conformitate cu notaţiile anterioare pentru înălţimite h_1, h şi h_t se poate scrie:

$$h_1 + \frac{v_1^2}{2\,g} + \frac{p_1}{\rho g} = h + \frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\rho\,g} = h_t + \frac{v_t^2}{2\,g} + \frac{p_t}{\rho g}. \qquad (4.1o)$$

Se alege înălţimea orificiului de curgere ca nivel de referinţă, deci $h_t = 0$.

Deoarece $p_1 = p = p_t$ = const. = presiunea atmosferică, relaţia (4.1o) devine:

$$h_1 + \frac{v_1^2}{2\,g} = h + \frac{v^2}{2g} = \frac{v_t}{2g}. \qquad (4.11)$$

Pe baza legii continuităţii pentru înălţimile h_1, h şi h_t se poate scrie:

$$A_1\,v_1 = A\,v = A_t\,v_t. \qquad (4.12)$$

Din relaţia (4.12) se obţine:

$$v_1 = v_t\,\frac{A_t}{A_1}; \qquad (4.13)$$

$$v = v_t\,\frac{A_t}{A}.$$

Inlocuind în relaţia (4.11) rezultă:

$$h_1 + \frac{v_t^2}{2\,g}\left(\frac{A_t}{A_1}\right)^2 = h + \frac{v_t^2}{2\,g}\left(\frac{A_t}{A}\right)^2 = \frac{v_t^2}{2\,g}; \qquad (4.14)$$

$$h_1 = \frac{v_t^2}{2\,g}\left[1 - \left(\frac{A_t}{A_1}\right)^2\right]; \qquad (4.15)$$

$$h = \frac{v_t^2}{2\,g}\left[1 - \left(\frac{A_t}{A}\right)^2\right]. \qquad (4.16)$$

Din relaţiile (4.15) şi (4.16) se obţine:

$$v_t = \sqrt{\frac{2\,g\,h_1}{1 - \left(\frac{A_t}{A_1}\right)^2}} = \sqrt{\frac{2\,g\,h}{1 - \left(\frac{A_t}{A}\right)^2}}. \qquad (4.17)$$

Considerăm că la turnarea oţelului din oală în timpul „dt" nivelul oţelului coboară de la „h" la „h - dh". Această micşorare a nivelului oţelului din oală îi corespunde un volum de oţel turnat $d_q = - A \cdot dh$, volum care se mai poate scrie ca fiind:

$$d_q = \mu \cdot A_t \cdot v_t \cdot d_t, \qquad (4.18)$$

sau pe baza relaţiilor anterioare:

$$\mu\, A_t \sqrt{\frac{2\,g\,h}{1 - \left(\frac{A_t}{A}\right)^2}} \cdot dt = - A \cdot dh; \qquad (4.19)$$

$$dt = - \frac{1}{\mu} \cdot \frac{A}{A_t} \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{A_t}{A}\right)^2}{2\,g\,h}} \cdot dh.$$

Pentru ca la turnare, nivelul oţelului din oală să coboare de la înălţimea l_1, la înălţimea l_2, este necesar un timp t, care se calculează prin integrarea relaţiei (4.19).

$$\int_0^t dt = - \frac{1}{\mu\, A_t \sqrt{2\,g}} \int_{l_1}^{l_2} A \sqrt{\frac{1 - \left(\frac{A_t}{A}\right)^2}{h}} \cdot dh. \qquad (4.20)$$

Avînd în vedere că aria orificiului de turnare este foarte mică în comparaţie cu aria medie a oalei, raportul $A_t/A \to 0$, deci se poate neglija.

$$t = - \frac{1}{\mu\, A_t \sqrt{2\,g}} \int_{l_1}^{l_2} \frac{A}{\sqrt{h}} \cdot dh. \qquad (4.21)$$

Pentru oalele de turnare obişnuite, se poate considera diametrul constant şi egal cu o valoare medie „D". In aceste condiţii:

$$A = \frac{\pi D^2}{4} .$$

Inlocuind în relaţia (4.21) rezultă:

$$t = - \frac{\pi D^2}{4 \mu A_t \sqrt{2 g}} \int_{l_1}^{l_2} \sqrt{\frac{dh}{h}} . \qquad (4.22)$$

Pe baza relaţiei (4.22) se poate calcula:

a) timpul necesar pentru turnarea totală a unei oale de oţel.

In aceste condiţii:

$$l_1 = h_1 ;$$
$$l_2 = 0 ,$$

şi relaţia (4.22) devine

$$t = - \frac{\pi D^2}{4 \mu A_t \sqrt{2 g}} \int_{h_1}^{0} \frac{dh}{\sqrt{h}} ; \qquad (4.23)$$

$$t = - \frac{2 D^2 \pi}{4 \mu A_t \sqrt{2 g}} \sqrt{h} \Big/_{h_1}^{0} ,$$

$$t = \frac{\pi D^2 \sqrt{h_1}}{2 \mu A_t \sqrt{2 g}} . \qquad (4.24)$$

Ştiind că, $M_1 = V_1 \rho = \frac{\pi D^2}{4} h_1 \rho$, rezultă:

$$h_1 = \frac{4 M_1}{\pi D^2 \rho} . \qquad (4.25)$$

şi introducînd în relaţia (4.24) obţinem:

$$t = \frac{\pi D^2}{2 \mu A_t \sqrt{2 g}} \sqrt{\frac{4 M_1}{\pi D^2 \rho}}$$

$$t = \frac{D}{\mu A_t} \sqrt{\frac{\pi M_1}{\rho}} . \qquad (4.26)$$

b) Timpul necesar pentru turnarea parţială a unei oale de oţel.

Se consideră că înălţimea iniţială a oţelului în oala de turnare este h_1. Se toarnă din oală o cantitate de oţel în aşa fel încît după turnare înălţimea băii metalice este h, adică:

$$l_1 = h$$
$$l_2 = h.$$

In aceste condiţii relaţia (4.22) devine:

$$t = - \frac{\pi D^2}{4 \mu A_t \sqrt{2g}} \int_{h_1}^{h} \frac{1}{\sqrt{h}} \cdot dh \; ; \qquad (4.27)$$

$$t = - \frac{\pi D^2}{4 \mu A_t \sqrt{2g}} \cdot 2 \sqrt{h} \Big|_{h_1}^{h}$$

$$t = \frac{\pi D^2}{2 \mu A_t \sqrt{2g}} \left(\sqrt{h_1} - \sqrt{h} \right) . \qquad (4.28)$$

Deoarece, $M = V\rho = \frac{\pi D^2}{4} h \rho$, rezultă:

$$h = \frac{4M}{\pi D^2 \rho} . \qquad (4.29)$$

Introducînd relaţiile (4.25 şi (4.29) în relaţia (4.28), avem:

$$t = \frac{\pi D^2}{2 \mu A_t \sqrt{2g}} \left(\sqrt{\frac{4 M_1}{\pi D^2 \rho}} - \sqrt{\frac{4 M}{\pi D^2 \rho}} \right)$$

$$t = \frac{D}{\mu A_t} \sqrt{\frac{\pi}{2 g \rho}} \left(\sqrt{M_1} - \sqrt{M} \right) , \qquad (4.30)$$

sau avînd în vedere că: $M = M_1 - \Delta M$,

$$t = \frac{D}{\mu A_t} \sqrt{\frac{\pi}{2 g \rho}} \left(\sqrt{M_1} - \sqrt{M_1 - \Delta M} \right) . \qquad (4.31)$$

c) Viteza de turnare a oţelului din oală sau debitul de turnare.

Cantitatea de oţel turnată în unitatea de timp se poate scrie:

$$W = \mu \rho A_t v_t . \qquad (4.32)$$

Deoarece $A_t \gg A$ şi $V_t = \sqrt{2\,g\,h}$, pe baza relaţiilor (4.29), (4.32), rezultă viteza de turnare:

$$W = \mu \rho A_t \sqrt{2\,g\,h} = \mu \rho A_t \sqrt{\frac{4 \cdot 2\,M}{\rho \pi D^2}} \;,$$

$$W = \frac{2 \mu A_t}{D} \sqrt{\frac{2 \rho g M}{\pi}} \;. \qquad (4.33)$$

Debitul de turnare se poate calcula şi cu relaţiile (4.32), (4.28), (4.25):

$$t = - \frac{\pi D^2}{2 \mu A_t \sqrt{2\,g}} (\sqrt{h} - \sqrt{h_1}) \implies$$

$$\implies h = \left[\sqrt{h_1} - t \frac{2 \mu A_t \sqrt{2\,g}}{\pi D^2}\right]^2 ; \qquad (4.34)$$

de unde:

$$W = \mu \rho A_t \sqrt{2\,g} \left[\sqrt{h_1} - t \frac{2 \mu A_t \sqrt{2\,g}}{\pi D^2}\right] ,$$

$$W = \mu \rho A_t \sqrt{2\,g} \left[\sqrt{\frac{4\,M_1}{\pi \rho D^2}} - t \frac{2 \mu A_t \sqrt{2\,g}}{\pi D^2}\right] . \qquad (4.35)$$

Dacă se are în vedere că $A_t = \frac{\pi d_t^2}{4}$, relaţia (4.32) se mai poate scrie:

$$W = \mu \frac{\pi d_t^2}{4} \sqrt{2\,g\,h} \;. \qquad (4.35)$$

d) Viteza de curgere a oţelului prin orificiul de turnare.

Pentru calculul vitezei de curgere a oţelului prin orificiul de turnare se utilizează relaţiile:

$$V_t = \sqrt{2\,g\,h} \;;$$

$$h = \frac{4\,M}{\pi \rho D^2} \;;$$

de unde rezultă $V_t = \sqrt{2\,g}\,\frac{2}{D} \sqrt{\frac{G}{\rho \pi}}$. (4.36)

4.4. Se dă o oală de turnare pentru oţel cu următoarele caracteristici:

- capacitatea oalei, 5ooo kg;
- diametrul mediu, 1 m;
- înălţimea băii metalice, o,82 m;
- diametrul orificiului de turnare: a) 5 cm; b) 7,5 cm;

- coeficientul de pierdere de viteză μ = 0,9;
- densitatea oțelului, 7000 kg/m^3.

Să se calculeze:

1. timpul necesar pentru turnarea totală a oalei;
2. timpul necesar pentru turnarea parțială a oalei;
3. viteza de turnare a oțelului;
4. viteza de curgere a oțelului prin orificiul de turnare.

Rezolvare:

1. Pentru calculul timpului total de turnare se utilizează relația:

$$t = \frac{D}{\mu A_t} \sqrt{\frac{\pi M_1}{\rho}} .$$

$$t = \frac{1}{0,9 \frac{\pi d_t^2}{4}} \sqrt{\frac{\pi \ M_1}{2 \cdot 9,81 \cdot 7800}} = \frac{0,0064}{d_t^2} \sqrt{M} .$$

Pentru: $d = 0,05$ m $\Rightarrow t = 2,56 \sqrt{M_1}$;

$d = 0,075$ m $\Rightarrow t = 1,14 \sqrt{M_1}$.

In figura 4.5 se prezintă corelația dintre timpul total de turnare a unei oale de turnare și cantitatea de oțel din oală pentru valori diferite ale orificiului dopului.

2. Pentru determinarea timpului de golire parțială a oalei se utilizează relația:

$$t = \frac{D}{\mu A_t} \sqrt{\frac{\pi}{2 \rho \ g}} \left(\sqrt{M_1} - \sqrt{M_1 - \Delta M} \right) .$$

$$t = \frac{1}{0,9 \frac{\pi d_t^2}{4}} \sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot 9,81 \cdot 7800}} \left(\sqrt{5000} - \sqrt{5000 - \Delta M} \right) =$$

$$= \frac{0,0064}{d_t^2} \left(70,6 - \sqrt{5000 - \Delta M} \right).$$

$d_t = 0,05$ m $\Rightarrow t = 2,56 \left(70,6 - \sqrt{5000 - \Delta M}\right)$;

$d_t = 0,075$ m $\Rightarrow t = 1,14 \left(70,6 - \sqrt{5000 - \Delta M}\right)$.

In figura 4.6 se prezintă dependența dintre timpul de turnare și cantitatea de oțel lichid evacuată în cursul unei turnări.

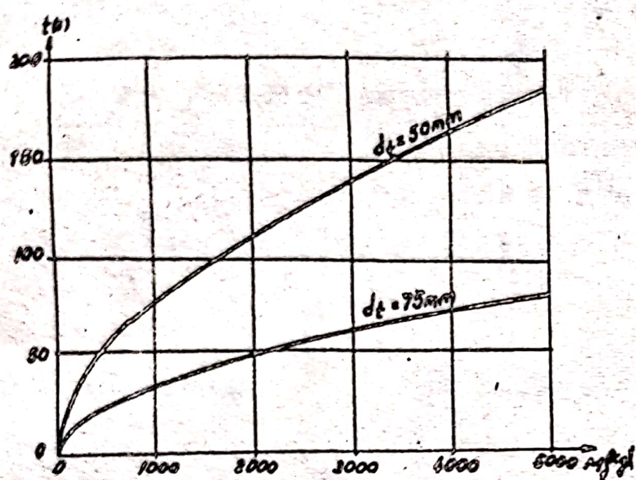


Fig.4.5. Timpul necesar pentru turnarea totală a unei oale cu oţel

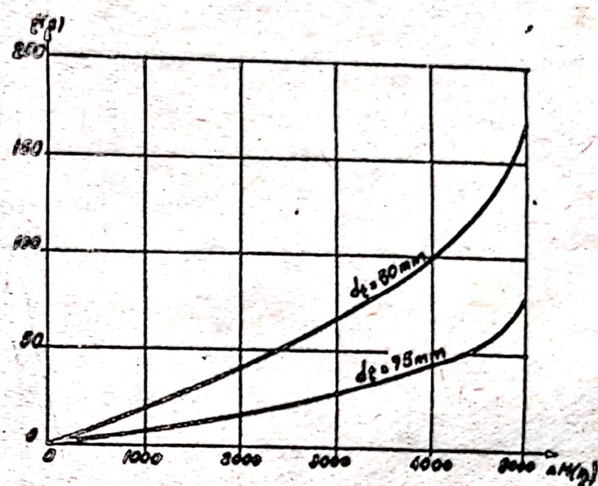


Fig.4.6. Timpul necesar pentru turnarea parţială a unei oale cu oţel

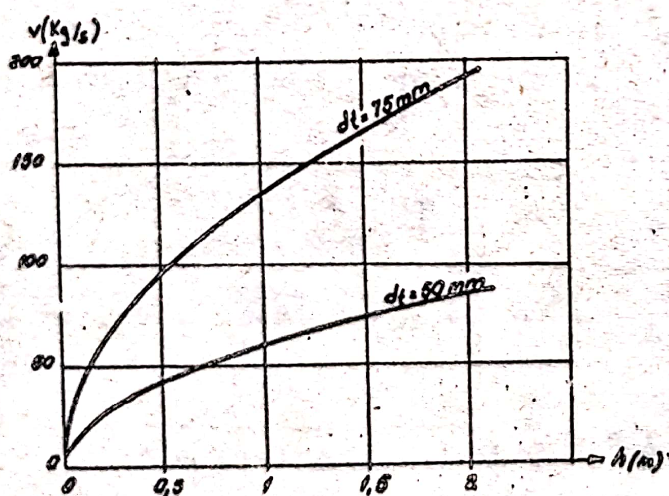


Fig.4.8. Viteza de turnare a oţelului dintr-o oală cu dop

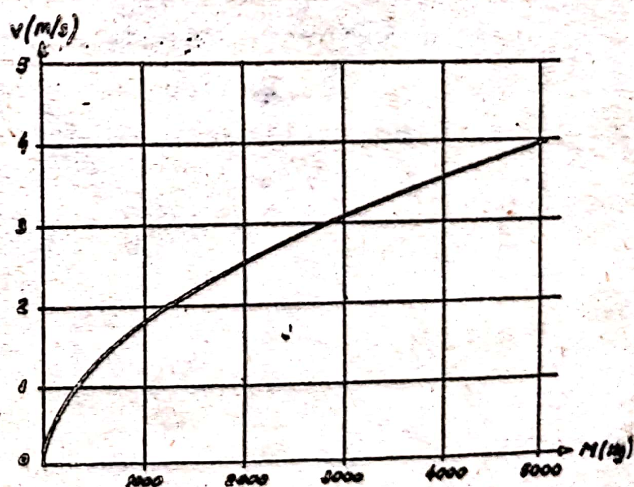


Fig.4.9. Viteza de curgere a oţelului prin orificiul de turnare

In continuare pentru d = 0,05 m, se calculează timpul „t" necesar turnării unei cantități ΔM de oțel în funcție de cantitatea de oțel aflată în oală, pe baza relației (4.31).

$$t = \frac{4}{0{,}9\pi\, 0{,}05^2} \sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot 9{,}81 \cdot 7800}} \left(\sqrt{M_1} - \sqrt{M_1 - \Delta M}\right);$$

$$t = 2{,}56 \left(\sqrt{M_1} - \sqrt{M_1 - \Delta M}\right).$$

In figura 4.7. se prezintă această corelație.

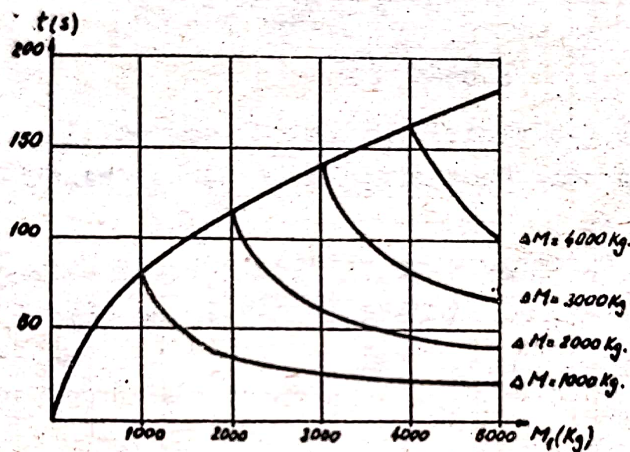


Fig. 4.7. Timpul necesar turnării unei cantitati ΔM de otel în functie de cantitatea de otel din oală.

3. Pentru calculul vitezei de turnare se utilizează relația:

$$W = \mu \rho \frac{\pi d_t^2}{4} \sqrt{2 g h}.$$

$$W = 0{,}9 \cdot 7800 \cdot \frac{\pi d_t^2}{4} \sqrt{2 g h}$$

$$W = 24400 \sqrt{h}\; d_t^2.$$

$$d_t = 0{,}05 \text{ m} \Rightarrow W = 61 \sqrt{h};$$
$$d_t = 0{,}075 \text{ m} \Rightarrow W = 137 \sqrt{h}.$$

In figura 4.8 se prezintă corelaţia dintre viteza de turnare şi înălţimea băii de oţel din oală pentru diferite diametre ale orificiului dopului.

4. Pentru calculul vitezei de curgere a oţelului prin orificiului dopului se utilizează relaţia:

$$V_t = \sqrt{2g}\ \frac{2}{D} \sqrt{\frac{M}{\rho \pi}} \ .$$

$$V_t = \sqrt{2g}\ \frac{2}{l} \sqrt{\frac{1}{7800\,\pi}}\ \sqrt{M}$$

$$V_t = 0{,}0568\ \sqrt{M}\ .$$

Corelaţia dintre viteza de curgere şi cantitatea de oţel lichid din oala de turnare cu dop, se prezintă în figura 4.9.

4.2. Dimensionarea reţelelor de turnare

4.2.1. Dimensionarea reţelelor de turnare convergente

Reţelele convergente utilizate la turnarea oţelului se caracterizează în general prin următoarele rapoarte caracteristice:

$S_p : S_{cz} : S_a = 1{,}6 : 1{,}3 : 1$ pentru piese mari;

$S_p : S_{cz} : S_a = 1{,}3 : 1{,}15 : 1$ pentru piese mijlocii;

$S_p : S_{cz} : S_a = (1{,}1 \ldots 1{,}2) : (1{,}05 \ldots 1{,}2) : 1$ pentru piese mici.

unde: S_p - aria secţiunii piciorului pîlniei de turnare;
S_{cz} - aria secţiunii colectorului de zgură;
S_a - aria secţiunii alimentatoarelor.

Calculul de dimensionare a reţelelor de turnare constă în determinarea ariei secţiunii celei mai înguste, aria alimentatorului.

Aria secţiunii alimentatorului se determină cu relaţia:

$$S_a = \frac{M}{v \rho\, t_{tot}} \quad [m^2]\ , \qquad (4.37)$$

unde: M - masa totală de aliaj lichid, în kg;
$M = M_{pt} + M_{rt} + M_m$,
M_{pt} - masa piesei turnate;
M_{rt} - masa reţelei de turnare;
M_m - masa maselotelor;
v - viteza de curgere a oţelului lichid prin alimentator, în m/s;

ρ - densitatea oţelului lichid, în kg/m^3;
t_{tot} - timpul optim de umplere a formei, în s.

Masa reţelei de turnare se adoptă în funcţie de masa piesei turnate, tabelul 4.3.

Pentru determinarea timpului optim de umplere se utilizează următoarele relaţii determinate pe cale experimentală:

$$t_{tot} = s\sqrt{M} \quad [s] \; ; \qquad (4.38)$$

$$t_{tot} = s\sqrt[3]{\delta_o M} \quad [s], \qquad (4.39)$$

unde: s - coeficient care depinde de grosimea de perete a piesei turnate, tabelul 4.5 şi de gradul de complexitate, tabelul 4.4.

δ_o - grosimea de perete a piesei turnate, în mm.

In tabelul 4.6 se prezintă modul de calcul al grosimii de perete δ_o, în funcţie de tipul piesei şi de dimensiunile ei.

Timpul optim de umplere a formei se poate determina şi pe baza unor nomograme, figura 4.10 şi figura 4.11, în funcţie de cantitatea de oţel turnată în formă, grosimea medie de perete, pentru valori ale coeficientului de corecţie s = 1.

La turnarea oţelului în forme din amestec de formare se pot folosi şi următoarele relaţii pentru determinarea timpului optim de umplere:

- pentru piese cu pereţi subţiri

$$t_{tot} = 1{,}00 \, M^{\frac{5}{12}} \; ;$$

- pentru piese cu pereţi groşi

$$t_{tot} = 1{,}35 \, M^{\frac{5}{12}} \, .$$

Pe baza acestor două relaţii s-a obţinut relaţia generală pentru calculul timpului optim de umplere a formei:

$$t_{tot} = k \, \delta_o^a \, M^b \qquad (4.40)$$

unde: M - cantitatea de oţel care se toarnă în formă;
δ_o - grosimea de perete a piesei, în mm;
k, a, b - parametrii dependenţi de regimul tehnologic,
k = 1,0...2,35; a = 0,0...0,35; b = 0,33...0,55.

Pentru calculul vitezei de curgere prin canalele reţelei de turnare se folosesc următoarele relaţii:

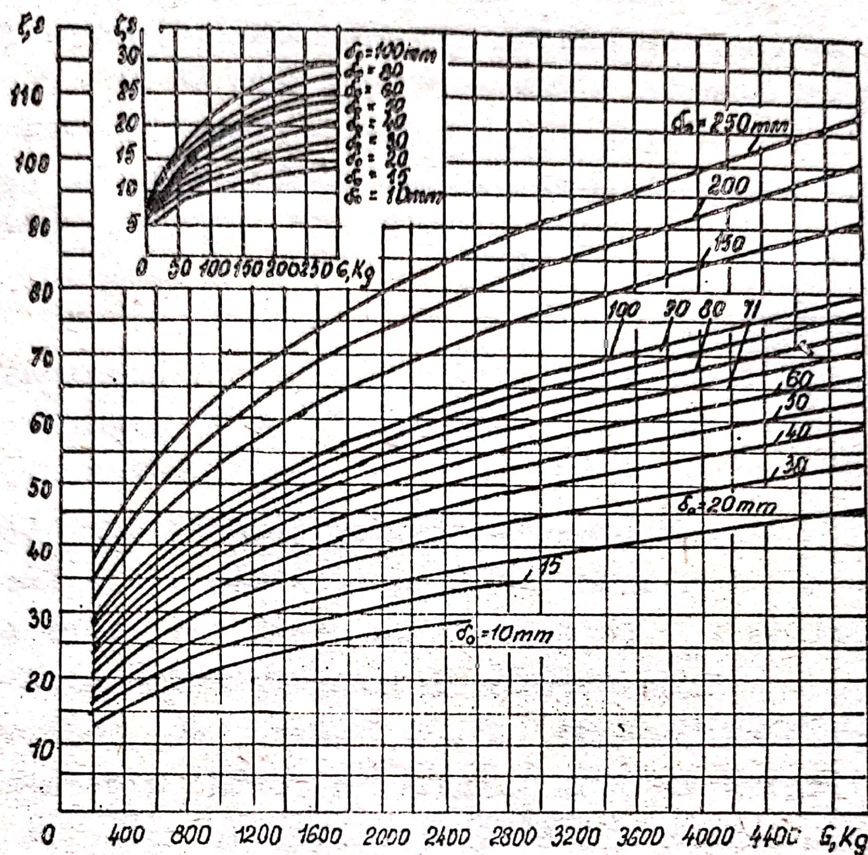


Fig.4.1o. Nomogramă pentru determinarea duratei de turnare

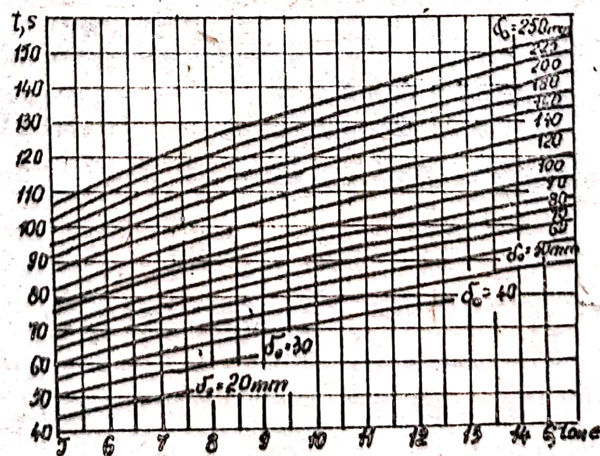


Fig.4.11. Nomogramă pentru determinarea duratei de turnare

Tabelul 4.3.

Masa reţelei de turnare în funcţie de greutatea piesei

Masa piesei M_o, în kg	Masa reţelei de turnare M_{rt}, în kg	M_o, în kg	M_{rt}, în kg
pînă la 10	$0,2\ M_o$		
10...100	$0,1...0,15\ M_o$	5000...10000	$0,05\ M_{rt}$
100...1000 1000...5000	$0,08\ M_o$	peste 10000	$0,04\ M_{rt}$

Tabelul 4.4.

Clasificarea pieselor turnate în funcţie de complexitate şi natura formei

Grupa Formă crudă	Grupa Formă uscată	Caracteristici
I	I	- piese tip plăci cu poziţie orizontală în formă la turnare; - piese unicate de mare răspundere, care sînt supuse la un control cu ultrasunete, röntgenografic, încercate hidraulic la presiune înaltă; - piese cu suprafeţe orizontale mari care se prelucrează la partea superioară.
I	II	- piese tip roţi dinţate şi tip inele; - piese la care predomină pereţi subţiri.
II II	III	- piese cu prelucrare mecanică pe toate părţile, plasate în partea inferioară a ramei de formare
II	IV	- piese cu pereţi verticali, turnate în această poziţie

Tabelul 4.5.

Valorile coeficientului s, în funcţie de grupa piesei turnate, de masa M_0 şi de grosimea de perete

Grupa	M_0, în kg	Coeficientul s pentru diferite grosimi a, în mm				
		15	15...30	30...50	50...100	100
I	500	1,0	0,90	0,80	0,75	-
	500...100	1,05	1,00	0,90	0,80	0,75
	1000...5000	1,15	1,05	0,95	0,85	0,80
	5000...15000	1,25	1,10	1,0	0,90	0,85
II	500	1,10	1,0	0,90	0,85	-
	500...1000	1,20	1,10	1,0	0,95	0,90
	1000...5000	1,30	1,20	1,05	1,0	0,95
	5000...15000	1,40	1,30	1,15	1,05	1,0
III	500	1,25	1,10	1,0	0,95	-
	500...1000	1,30	1,20	1,10	1,05	1,0
	1000...5000	1,45	1,30	1,15	1,10	1,05
	5000...15000	1,55	1,40	1,25	1,15	1,10
IV	500	1,35	1,20	1,10	1,05	-
	500...1000	1,40	1,30	1,20	1,15	1,10
	1000...5000	1,60	1,45	1,30	1,25	1,20
	5000...15000	1,75	1,60	1,45	1,35	1,25

Tabelul 4.6

Modul de calcul al grosimii de perete δ_o în funcţie de tipul piesei şi de dimensiunile ei.

Piese turnate	Schema	δ_0
cu pereţi uniformi	s, a, i	$\delta_0 = a$
tip plăci	s, i, b	$\delta_0 = a$; $\frac{b}{a} \geq 4$
tip bare, traverse, bandaje	b	$\delta_0 = \frac{a+b}{4}$; $\frac{b}{a} < 2$
tip bucşe cilindrice	s, i, a, b	$\delta_0 = a$; $\frac{b}{a} > 4$; $\delta_0 = 0{,}75a$; $\frac{b}{a} = 2 \ldots 4$ $\delta_0 = \frac{a+b}{4}$; $\frac{b}{a} < 2$
tip roţi dinţate şi inele	a, s, b, i a, s, b, i	$\delta_0 = a$; $\frac{b}{a} > 8$; $\delta_0 = 1{,}25a$; $\frac{b}{a} < 8$; $\delta_0 = 1{,}25a$; $\frac{b}{a} > 8$; $\delta_0 = 1{,}5a$; $\frac{b}{a} < 8$

- pentru turnarea directă

$$v = \mu\sqrt{2\,g\,H} \;; \qquad (4.41)$$

- pentru turnarea în sifon

$$v = \mu\sqrt{2\,g\,\frac{H - h}{2\,(\sqrt{H} - \sqrt{h})}} \;; \qquad (4.42)$$

- pentru turnarea intermediară

$$v = \mu\sqrt{2\,g\,\frac{(H - h)\,\sqrt{H}}{\sqrt{H}\,(\sqrt{H} + \sqrt{h}) + \frac{1}{2}\,(H - h)}} \;, \qquad (4.43)$$

în care: H - înălţimea piciorului pîlniei, în m;
h - înălţimea piesei, în m;
μ - coeficientul de pierdere de viteză.

Calculul vitezei de curgere a oţelului în secţiunea alimentatorului se poate face şi cu relaţia lui Dietrich, figura 4.12.

$$v = \mu\sqrt{2\,g\,H_c} \qquad (4.44)$$

$$H_c = H - \frac{h_1^2}{2\,h} \qquad (4.45)$$

unde: H_c - înălţimea hidraulică de calcul.

Pentru:

$h_1 = 0 \Rightarrow H_c = H \rightarrow$ turnare directă

$$h_1 = h_2 \Rightarrow H_c = H - \frac{h_1}{2} = \frac{H + (H - h_1)}{2}$$

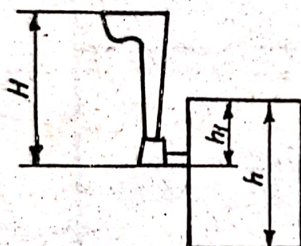


Fig. 4.12. Schemă pentru calculul vitezei după metoda lui Dietrich

La turnarea în sifon înălţimea hidraulică de calcul este egală cu media înălţimii hidraulice efective la începutul şi la sfîrşitul turnării.

Pentru piesele turnate din oţel, calculul secţiunii alimentatoarelor se poate face cu ajutorul debitului specific de turnare:

$$S_a = \frac{M}{t_{tot}\,k_s\,L} \qquad (4.46)$$

în care: k_s - debitul specific de turnare în secţiunea alimentatorului, în kg/m^2s;
L - coeficient de corecţie care ţine seama de fluiditatea oţelului
L = 1 pentru oţeluri carbon;
L = o,9 pentru oţeluri slab aliate;
L = o,8 pentru oţeluri înalt aliate.

Debitul specific de turnare se determină în funcţie de densitatea relativă a piesei turnate, tabelul 4.7.

Tabelul 4.7.

Valorile debitului specific de turnare pentru oţeluri

Densitatea relativă [kg/dm³]	0...1,0	1,1...2,0	2,1...3,0	3,1...4,0	4,1...5,0	5,1...6,0	6,1...7,0
- forme crude	0,60	0,65	0,70	0,75	0,80	0,90	0,95
- forme uscate	0,95	1,00	1,15	1,20	1,30	1,40	1,50

Densitatea relativă a piesei se calculează cu relaţia:

$$\rho_r = \frac{M_{pt}}{V} \quad [kg/dm^3],$$

în care: M_{pt} - masa piesei turnate, în kg;
V - volumul gabaritic al piesei, în dm^3.

După determinarea ariei secţiunii alimentatoarelor se calculează aria colectorului de zgură şi aria piciorului de turnare pe baza rapoartelor caracteristice.

Forma şi dimensiunile secţiunii elementelor reţelei de turnare sînt prezentate în tabelul 4.8.

4.5. Să se determine dimensiunile reţelei de turnare pentru o piesă din oţel, cu masa de 300 kg şi grosimea de perete 60 mm, ştiind că masa maselotei reprezintă 30% din masa piesei. Turnarea are loc în sifon, iar piesa are înălţimea de 0,30 m. Se mai cunosc:

- înălţimea piciorului de turnare, H = 0,6 m;
- densitatea oţelului lichid, ρ = 7000 kg/m^3;
- coeficientul de pierdere de viteză, μ = 0,8.

Rezolvare:

Aria secţiunii alimentatorului se determină cu relaţia:

$$S_a = \frac{M}{v\,\rho\,t_{tot}}\ .$$

$$M = M_{pt} + M_{rt} + M_m\ .$$

Din tabelul 4.3 se adoptă M_{rt} = 0,08 M_{pt} .

Tabelul 4.8.

Forma și dimensiunile secțiunii elementelor rețelelor de turnare pentru piese turnate din oțel.

Element	Formă secțiune	Schiță	Relații calcul
Piciorul pîlniei	Circulară	d	$d=\sqrt{\frac{4A_p}{3,14}}$
Colectorul de zgură	Trapez isoscel înalt	b, h, a	$a=\sqrt{\frac{A_c}{n}}$ $b=0,8a$ $h=1,1a$
	Triunghi isoscel	h, a	$a=\sqrt{\frac{2\cdot A_c}{1,1n}}$
Canalul de alimentare	Trapez isoscel înalt	b, h, a	$a=\sqrt{\frac{\Sigma A_a}{\;}}$ $b=0,8a$ $h=1,11a$
	Trapez isoscel plat	b, h, a	$a=\sqrt{\frac{3\cdot\Sigma A_a}{n}}$ $b=0,9a$ $h=0,35a$
	Triunghi isoscel	h, a	$a=\sqrt{\frac{2\Sigma A_a}{1,1n}}$ $h=1,1a$

$$M_{rt} = 0{,}08 \cdot 300 = 24 \text{ kg};$$
$$M_m = 0{,}3 \cdot 300 = 90 \text{ kg};$$
$$M = 300 + 24 + 90 = 414 \text{ kg}.$$

Turnarea avînd loc în sifon se poate folosi pentru calculul vitezei de curgere relația:

$$v = \frac{\mu\sqrt{2g(H-h)} + \mu\sqrt{2gH}}{2}.$$

$$v = \frac{0{,}8\sqrt{2 \cdot 9{,}81\,(0{,}6-0{,}3)} + 0{,}8\,\mu\sqrt{2 \cdot 9{,}81 \cdot 0{,}6}}{2} = 2{,}34 \text{ m/s}.$$

Pentru calculul timpului optim de umplere a formei, în funcție de grupa piesei turnate și grosimea de perete, se alege din tabelul 4.5, $s = 0{,}75$.

$$t_{tot} = s\sqrt[3]{\delta_0 M} = 0{,}75\sqrt[3]{60 \cdot 414} = 21{,}9 \text{ s}.$$

$$S_a = \frac{414}{2{,}34 \cdot 7000 \cdot 21{,}9} = 0{,}001154 \text{ m}^2.$$

Pentru piese cu masa de 300 kg:

$$S_p : S_{cz} : S_a = 1{,}3 : 1{,}15 : 1.$$

$$S_{cz} = 1{,}15\,S_a = 13{,}27 \text{ cm}^2;$$
$$S_p = 1{,}3\,S_a = 15{,}00 \text{ cm}^2.$$

Dimensionarea elementelor rețelelor de turnare se face pe baza datelor din tabelul 4.8.

Diametrul piciorului de turnare la partea inferioară:

$$d_{p_0} = \sqrt{\frac{4\,S_p}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot 15}{\pi}} = 4{,}37 \text{ cm}.$$

Pe baza legii continuității se determină diametrul piciorului la partea superioară:

$$d_p = d_{p_0}\sqrt[4]{\frac{H}{h_p}} = 4{,}37\sqrt[4]{\frac{60}{10}} = 6{,}84 \text{ cm}.$$

Pentru forma colectorului de zgură prevăzut cu două alimentatoare se adoptă un trapez isoscel înalt:

$$a = \sqrt{\frac{S_{cz}}{n}} = \sqrt{\frac{13{,}27}{2}} = 2{,}58 \text{ cm};$$
$$b = 0{,}8\,a = 0{,}8 \cdot 2{,}58 = 2{,}07 \text{ cm};$$
$$h = 1{,}1\,a = 1{,}1 \cdot 2{,}58 = 2{,}84 \text{ cm}.$$

Pentru canalul de alimentare se adoptă un trapez isoscel înalt:

$$a = \sqrt{\frac{S_a}{n}} = \sqrt{\frac{11,54}{2}} = 2,4 \text{ cm};$$
$$b = 0,8\ a = 0,8 \cdot 2,4 = 1,92 \text{ cm};$$
$$h = 1,1\ a = 1,1 \cdot 2,4 = 2,64 \text{ cm}.$$

x

x x

4.6. Să se dimensioneze reţeaua de turnare a unei piese din oţel cu masa de 94 kg şi grosimea medie a pereţilor de 22 mm. Greutatea maselotelor reprezintă 22% din masa piesei. Turnarea are loc în forme crude în poziţie verticală prin suprafaţa de separaţie. Se mai cunosc:

- înălţimea piciorului de turnare, H = 24o mm;
- înălţimea piesei, h = 286 mm;
- înălţimea piesei în semiforma superioară, h_1 = 186 mm;
- coeficientul de pierdere de viteză, μ = o,7;
- densitatea oţelului în stare lichidă, ς = 7ooo kg/m^3.

Rezolvare:

Din tabelul 4.3. se adoptă $M_r = 0,12\ M_{pt}$.

$$M_{rt} = 0,12 \cdot 94 = 11,3 \text{ kg};$$
$$M_m = 0,22 \cdot 94 = 20,7 \text{ kg};$$
$$M = 94 + 11,3 + 20,7 = 126 \text{ kg}.$$

Din tabelul 4.5 pentru piese cu grosimea de perete 22 mm, turnate în forme crude în poziţie verticală se adoptă s = 1,oo

$$t_{tot} = s\ \sqrt[3]{\delta_0\ M} = 1,00\ \sqrt[3]{22 \cdot 126} \approx 14 \text{ s}.$$

Pentru calculul vitezei de curgere în secţiunea alimentatorului se foloseşte relaţia lui Dietrich:

$$v = \mu \sqrt{2\ g\ H_c}.$$

$$H_c = H - \frac{h_1^2}{2\ h} = 0,240 - \frac{0,186^2}{2 \cdot 0,286} = 0,1795 \text{ m};$$

$$v = 0,7 \sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot 0,1795} = 1,3 \text{ m/s}.$$

$$S_a = \frac{M}{v \varsigma\ t_{tot}} = \frac{126}{1,3 \cdot 7000 \cdot 14} = 0,000989 \text{ m}^2 = 9,89 \text{ cm}^2.$$

$S_{cz} = 1,15\ S_a = 11,37\ cm^2$;
$S_p = 1,3\ S_a = 12,86\ cm^2$.

x

x x

4.7. Să se determine dimensiunile reţelei de turnare pentru o piesă turnată din oţel crom nichel cu 1,1% Cr şi 3% Ni, cu masa de 144 kg, cunoscîndu-se dimensiunile de gabarit ale piesei de 500 x 400 x 200 mm şi grosimea de perete 32 mm. Turnarea se face în forme crude. Masa maselotei şi a reţelei de turnare reprezintă 30% din masa piesei. Se consideră s = 1,10.

Rezolvare:

Pentru determinarea ariei secţiunii alimentatorului se foloseşte relaţia:

$$S_a = \frac{M}{t_{tot}\ k_s\ L} .$$

$$M = 144 + 0,3 \cdot 144 = 187,2\ kg ;$$

$$t_{tot} = s\ \sqrt[3]{\delta_o\ M} = 1,1 \cdot \sqrt[3]{32 \cdot 187,2} = 20\ s.$$

Pentru determinarea debitului specific de turnare se calculează densitatea relativă:

$$\rho_r = \frac{M_{pt}}{V} = \frac{144}{5 \cdot 4 \cdot 2} = 3,6\ kg/dm^3.$$

Din tabelul 4.7 se adoptă pentru $\rho_r = 3,6\ kg/dm^3$, $k_s = 0,75\ kg/cm^2 s$.

Pentru oţelul cu 1,1 Cr şi 3% Ni, L = 0,9.

$$S_a = \frac{187,2}{20 \cdot 0,75 \cdot 0,9} = 13,87\ cm^2;$$

$$S_{cz} = 1,15\ S_a = 1,15 \cdot 13,87 = 15,95\ cm^2;$$

$$S_p = 1,3\ S_a = 1,3 \cdot 13,87 = 18,03\ cm^2.$$

x

x x

4.8. Să se determine înălţimea colectorului de zgură astfel încît la turnarea oţelului să nu apară pericolul intrării în cavitatea formei a eventualelor incluziuni, cunoscîndu-se:

- înălţimea piciorului de turnare şi a pîlniei, H = 300 mm;

- lungimea canalului colector pe porţiunea picior primul alimentator, $l_{cz} = 0{,}150$ m;
- raza particulelor de incluziuni, $r_i = 4 \cdot 10^{-4}$ m;
- densitatea oţelului lichid, $\rho_{oţel} = 7000$ kg/m³;
- densitatea incluziunii, $\rho_i = 1700$ kg/m³;
- vîscozitatea dinamică a oţelului, $\eta = 5 \cdot 10^{-3}$ Ns/m²;
- coeficientul de pierdere de viteză, $\mu = 0{,}7$.

Se consideră că viteza în canalul colector de zgură este egală cu viteza la baza piciorului de turnare.

Rezolvare:

Condiţia necesară pentru ca incluziunile să nu pătrundă în cavitatea formei este ca timpul τ_{cz} de trecere a particulei prin colector să fie mai mare decît timpul τ_a de ascensiune a particulei pe o înălţime egală cu cea a alimentatorului.

$$\tau_{cz} > \tau_a ;$$

$$\frac{l_{cz}}{v_{cz}} > \frac{h_a}{v_a} ,$$

$$h_a < \frac{l_{cz}\, v_a}{v_{cz}} ,$$

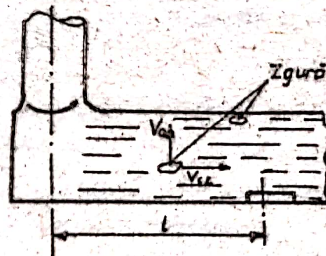


Fig. 4.13. Separarea incluziunilor exogene în colectorul de zgură

unde: h_a - înălţimea alimentatorului;
v_a - viteza de ascensiune a incluziunilor.

$$v_a = \frac{2}{9} g r^2 \frac{\rho_{oţel} - \rho_i}{\eta} = \frac{2}{9} \cdot 9{,}81 \cdot (4 \cdot 10^{-4})^2 \frac{7000-1700}{5 \cdot 10^{-3}} = 0{,}37 \text{ m/s}.$$

$$v_{cz} = \mu\sqrt{2\, g\, H} = 0{,}7\sqrt{2 \cdot 9{,}81 \cdot 0{,}3} = 1{,}7 \text{ m/s}.$$

$$h_a < \frac{0{,}15 \cdot 0{,}37}{1{,}7} \Rightarrow h_a < 0{,}032 \text{ m}.$$

Inălţimea canalului colector de zgură va trebui să fie mai mare ca 32 mm.

x

x x

4.9. Să se determine raza particulelor de zgură care nu se pot separa într-un colector de zgură al unei reţele convergente utilizate pentru turnarea unei piese din oţel, cunoscîndu-se:

- înălţimea piciorului şi a pîlniei de turnare, $H = 400$ mm;
- lungimea canalului între piciorul de turnare şi primul alimentator, $l_{cz} = 250$ mm;
- înălţimea colectorului de zgură, $h_{cz} = 30$ mm;
- densitatea oţelului, $\rho_o = 7100$ kg/m^3;
- densitatea incluziunilor de zgură, $\rho_i = 3500$ kg/m^3;
- viscozitatea dinamică $\eta = 5 \cdot 10^{-3}$ Ns/m^2;
- coeficientul de pierdere de viteză, $\mu = 0,7$.

Rezolvare:

Se consideră viteza de curgere a oţelului la baza piciorului de turnare egală cu viteza de curgere în canalul colector de zgură.

$$v_{cz} = \mu\sqrt{2\ g\ H} = 0,7\sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot 0,4} = 1,96 \text{ m/s}.$$

Deoarece pentru separarea particulelor de zgură $\tau_{cz} > \tau_a$, la echilibru avem:

$$\frac{l_{cz}}{v_{cz}} = \frac{h_{cz}}{v_a}\ ;$$

$$v_a = \frac{v_{cz} \cdot h_{cz}}{l_{cz}} = \frac{1,96\ .\ 0,03}{0,25} = 0,24 \text{ m/s}.$$

$$v_a = \frac{2}{9}\ g\ r^2\ \frac{\rho_o - \rho_i}{\eta} \Rightarrow r = \sqrt{\frac{9\eta\ v_a}{2\ g\ (\rho_o - \rho_i)}}$$

$$r = \sqrt{\frac{2 \cdot 5 \cdot 10^{-3} \cdot 0,24}{2\ .\ 9,81\ (7100-3500)}} = 0,0003 \text{ m}.$$

Particulele de zgură care nu se pot separa vor avea $r < 3 \cdot 10^{-4}$ m.

x

x x

4.2.2. Dimensionarea reţelelor de turnare divergente

Una din dificultăţile cele mai mari care apar la dimensionarea reţelelor de turnare în cazul turnării oţelului din oale cu dop, constă în variaţia debitului de turnare. Acesta este maxim la începutul turnării şi se micşorează pe măsură ce oala se goleşte. In acelaşi timp după cum s-a arătat în 4.1.3, debitul de turnare depinde şi de diametrul orificiului de turnare (eva-

cuare). In figura 4.14 se prezintă nomograma de variaţie a vitezei de turnare a oţelului, debitul masic, în funcţie de înălţimea acestuia în oală pentru diferite diametre ale orificiului de evacuare.

In cazul turnării oţelului din oale cu dop se recomandă utilizarea reţelelor divergente, cu toate dezavantajele, deoarece la sistemele convergente nu se poate realiza o reglare a vitezei de turnare.

Pe baza datelor experimentale obţinute din turnătorii se recomandă utilizarea următoarelor rapoarte caracteristice:

$$S_p : S_{cz} : S_a = 1 : 1,5 : 2$$

In general se recomandă ca aria piciorului de turnare să fie mai mare sau cel puţin egală cu aria secţiunii orificiului de evacuare a oalei de turnare.

La calculul pentru dimensionarea reţelelor de turnare divergente se utilizează relaţia

$$S = \frac{M}{v \rho\, t_{tot}} \qquad (4.47)$$

unde: S - aria secţiunii minime a reţelei de turnare, aria secţiunii piciorului, în m^2;

v - viteza de curgere a oţelului lichid prin aria minimă a reţelei, în m/s;

M - masa totală de aliaj lichid, în kg,

$$M = M_{pt} + M_{rt} + M_m ;$$

ρ - densitatea oţelului lichid, în kg/m^3;

t_{tot} - timpul total de turnare, în s.

Pentru calculul vitezei de curgere a oţelului prin aria minimă a reţelei se are în vedere că:

$$v = \mu v_t$$

unde: μ - coeficientul de pierdere de viteză;

v_t - viteza teoretică de curgere, în m/s.

La calculul reţelelor de turnare se poate accepta cu suficientă precizie că valorile coeficientului μ sînt constante pentru diferite tipuri de reţele de turnare. Valorile coeficientului de pierdere de viteză sînt prezentate în tabelul 4.8.

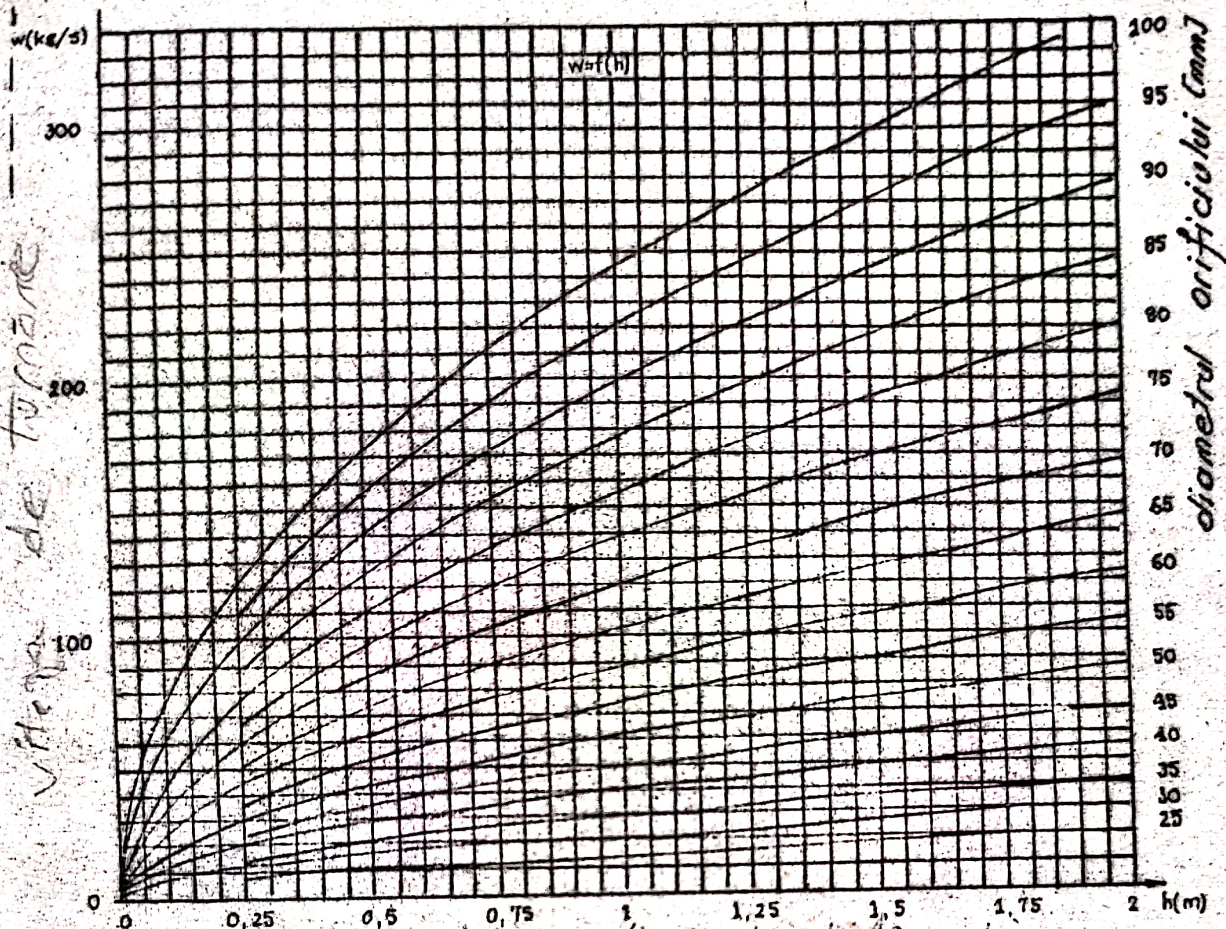


Fig.4.14. Viteza de turnare în funcţie de înălţimea băii metalice în oala de turnare şi diametrul orificiului de evacuare

Tabelul 4.9

COEFICIENTUL DE PIERDERE DE VITEZA

TIP RETEA	DIVERGENT		
	1 : 1,2 : 1,5	1 : 1,5 : 2	1 : 2 : 4
	o,4	o,5	o,6
	o,6	o,7	o,8
	o,8	o,8	o,8

Viteza teoretică de curgere prin aria minimă a reţelei se determină cu relaţia:

$$v_t = \sqrt{2\,g}\left[\sqrt{h_n} - \frac{h_1}{2\,h_o}\left(\sqrt{h_n} - \sqrt{h_n - h_1}\right)\right], \qquad (4.48)$$

unde: h_n - înălţimea nominală de turnare, în m. Reprezintă distanţa dintre suprafaţa băii de oţel din oală şi aria minimă a reţelei de turnare;

h_o - înălţimea piesei turnate, în m;

h_1 - înălţimea deasupra ariei minime a reţelei de turnare, pînă la suprafaţa superioară a piesei, în m;

g - acceleraţia gravitaţională, în m/s^2.

Pentru determinarea vitezei de curgere se poate folosi şi nomograma din figura 4.15 unde este dată corelaţia $v_t = f\,(h_n)$ pentru diferite rapoarte h_1/h_o. Nomograma poate fi utilizată atît în cazul turnării oţelului din oale cu dop cît şi din oale cu cioc.

Determinarea timpului total de turnare, timpul necesar pentru umplerea piesei turnate, maselotelor şi reţelelor de turnare, reprezintă termenul cel mai dificil de calculat.

Pentru calculul timpului de turnare a piesei se poate utiliza relaţia:

$$t = o{,}51\; M_{pt}^{\;o{,}56}, \qquad (4.49)$$

relaţie obţinută pe baza analizei de regresie. Dispersia lui t s-a determinat a fi 1,4, adică timpul de turnare variază între 1,4 şi $\frac{1}{1{,}4} = o{,}7$ din timpul de turnare care se obţine pe baza relaţiei (4.49). Aceasta înseamnă că în relaţia (4.49) factorul o.51 variază între o,71...o,36, figura 4.17.

In aceste condiţii pentru calculul timpului total de turnare se are în vedere relaţia:

$$t_{tot} = \frac{M}{M_{pt}} \cdot t = \frac{M}{M_{pt}}\; o{,}51\; M_{pt}^{\;o{,}56}. \qquad (4.5o)$$

Relaţia (4.5o) este valabilă în cazul în care maselota şi reţeaua de turnare sînt plasate deasupra piesei turnate.

Pentru determinarea timpului total de turnare se pot utiliza cu bune rezultate şi nomogramele din figura 4.16. şi figura 4.17. care ne dau valorile timpului de turnare a piesei în funcţie de masa acesteia.

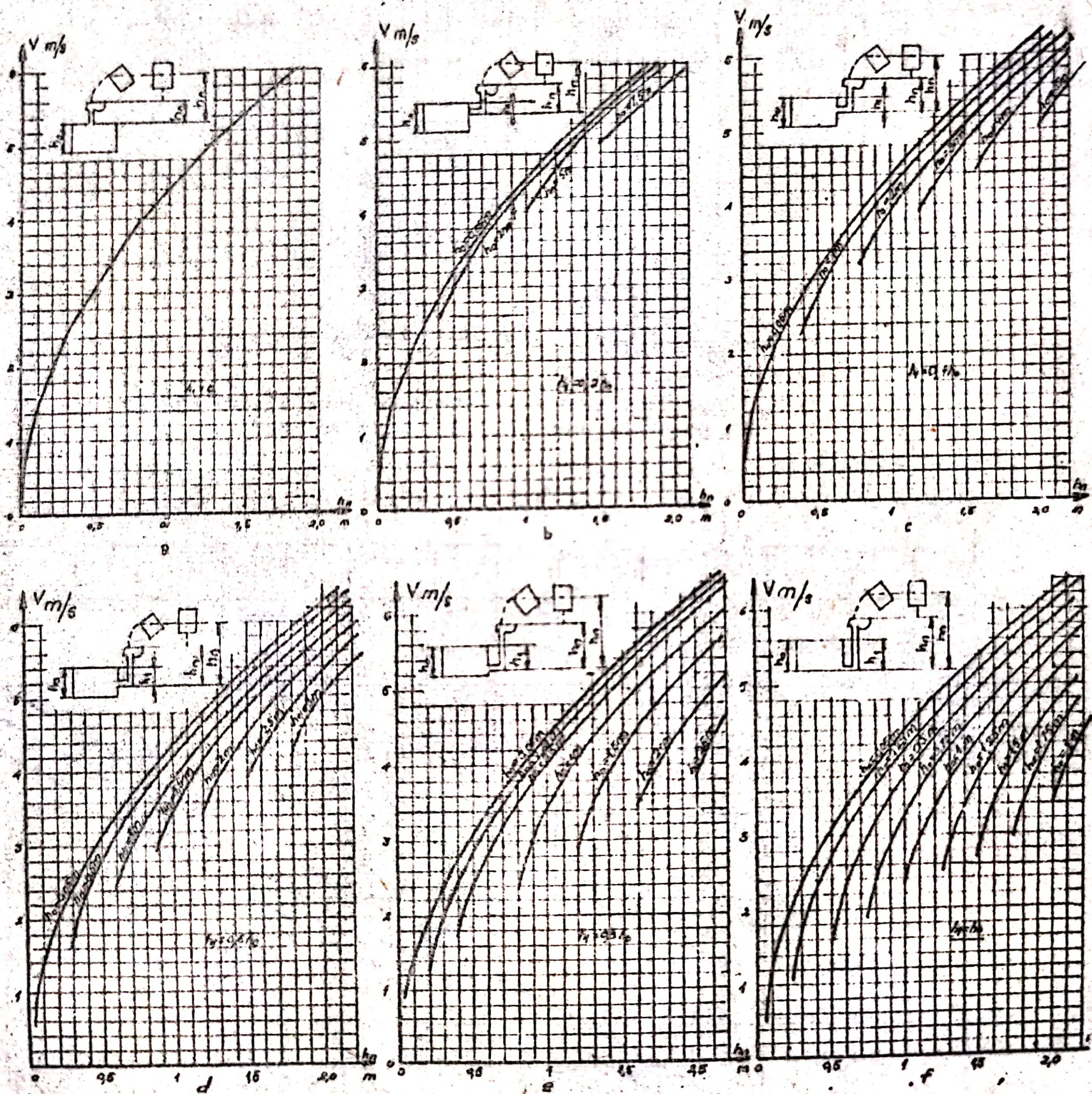


Fig.4.15. Nomograma pentru determinarea vitezei fără pierderi în secţiunea minimă

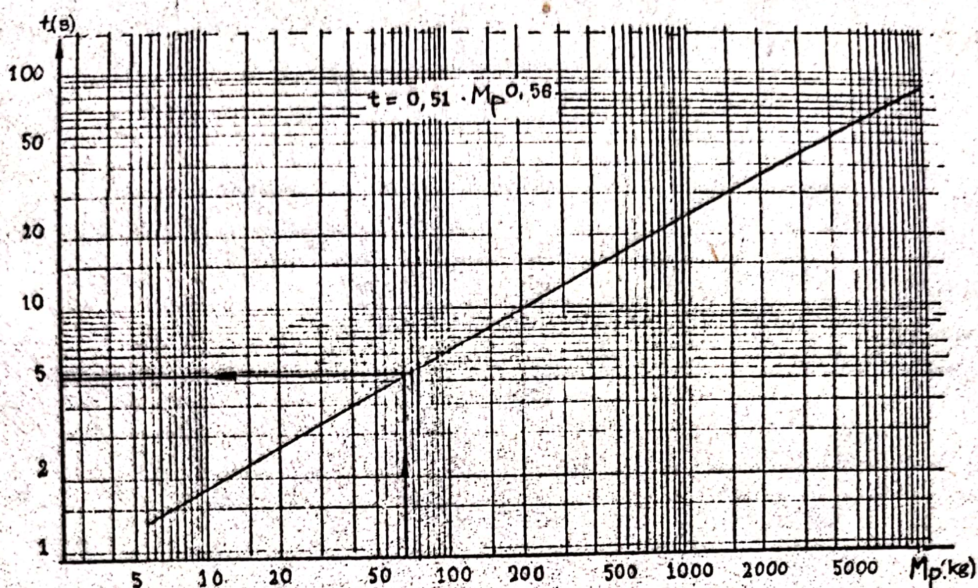


Fig.4.16. Nomogramă pentru determinarea timpului de turnare în funcţie de masa piesei

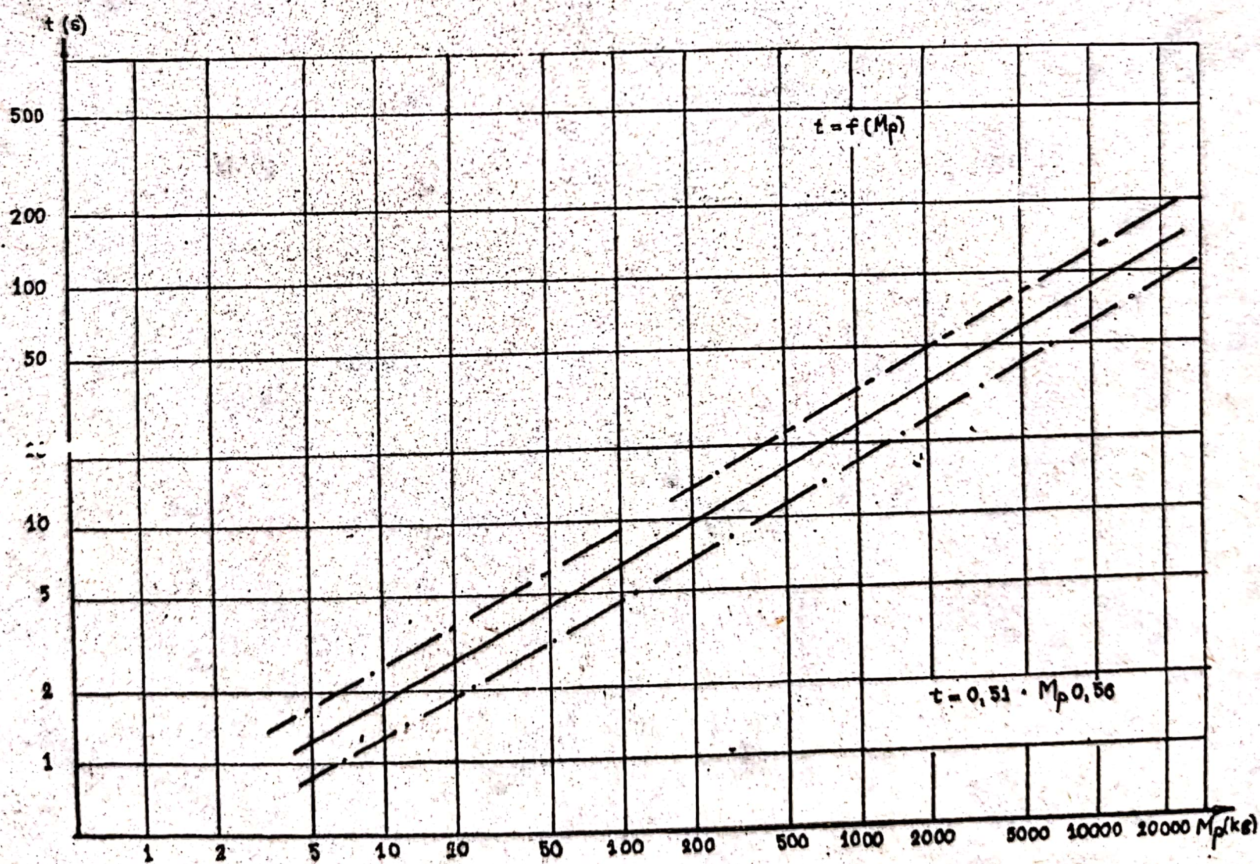


Fig.4.17. Nomogramă pentru determinarea timpului de turnare în funcţie de masa piesei

Tabelul 4.10.

Dimensionarea rețelelor de turnare divergente

Aria minimă a rețelei de turnare [mm]²	Diametrul piciorului de turnare [mm]	Colectorul de zgură: secțiune trapezoidală a-dimensiune caracteristică [mm]		Colectorul de zgură: secțiune circulară diametrul [mm]		Alimentatorul: Diametrul alimentator pentru secțiune circulară [mm]				Alimentatorul: Dimensiunea caracteristică (a) pentru secțiune trapezoidală [mm]					
		simplu	dublu	simplu	dublu	n=1	n=2	n=3	n=4	n=1	n=2	n=3	n=4	n=6	n=8
< 160	15	9	7	20	15	–	–	–	–	11	9	7	5	–	–
160-320	20	14	9	25	20	–	–	–	–	14	11	9	7	–	5
320-480	25	16	11	30	25	35	25	–	–	19	14	11	9	–	7
480-720	30	19	14	40	25	40	30	25	–	22	16	14	11	9	7
720-960	35	22	16	45	30	50	35	30	25	26	19	14	14	11	9
960-1280	40	26	19	50	40	60	40	35	30	31	22	16	14	11	11
1280-1920	50	31	22	60	45	70	50	40	35	35	26	22	19	14	14
1920-2880	60	39	26	70	50	90	60	50	40	44	31	26	22	19	16
2880-3840	70	41	31	90	60	–	70	60	50	50	35	31	26	22	19
3840-4800	80	50	35	100	70	–	80	70	60	57	39	35	31	22	22
4800-6400	90	57	39	110	80	–	90	80	70	63	44	39	35	26	22
6400-7690	100	63	44	120	90	–	100	80	70	70	50	44	35	31	26
7690-9600	110	70	50	130	100	–	110	90	80	80	57	44	39	31	26



In cazul în care se cunoaşte înălţimea băii de oţel lichid din oala de turnare şi diametrul orificiului de evacuare, pe baza nomogramei din figura 4.14, se poate determina aria minimă a reţelei de turnare cu relaţia:

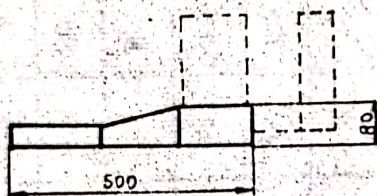
$$S_p = \frac{W}{\rho \mu v_t} \quad [m^2], \tag{4.51}$$

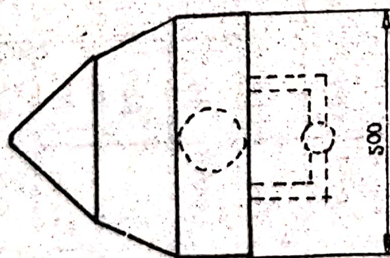
unde: $W = \frac{M}{t_{tot}} \quad [kg/s]$. (4.52)

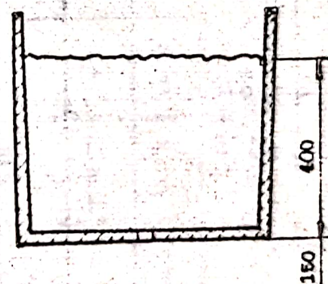
Cunoscînd aria minimă a reţelei de turnare se aleg din tabelul 4.10 dimensiunile corespunzătoare elementelor componente ale reţelei.

4.10. Să se dimensioneze reţeaua de turnare pentru piesa din figura 4.18 cunoscînd masa piesei 65 kg. Maselota şi reţeaua de turnare cîntăresc 25 kg. Turnarea oţelului se face dintr-o oală cu dop, nivelul iniţial al oţelului în oală fiind de 400 mm.

Rezolvare:







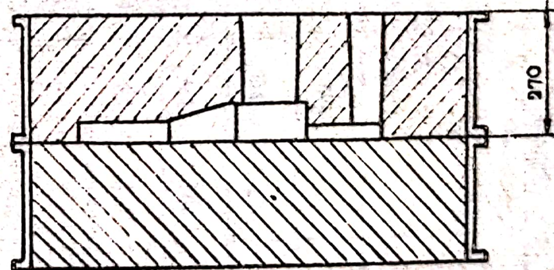


Fig. 4.18. Piesa pentru turnare. Fig. 4.19. Poziţia piesei în formă la turnare.

Sistemul de turnare se alege cu picior de turnare, colector de zgură trapezoidal şi două alimentatoare trapezoidale. Se consideră $S_p : S_{cz} : S_a = 1 : 1,5 : 2$.

Piesa are maselota plasată la partea superioară.

Aria secţiunii minime a reţelei de turnare, aria secţiunii piciorului de turnare, se determină cu relaţia:

$$S_p = \frac{W}{\rho \mu v_t}\,,$$

$$W = \frac{M}{t_{tot}}\,,$$

$$M = M_{pt} + M_{rt} + M_m = 65 + 25 = 90 \text{ kg}.$$

Din nomograma din figura 4.16 se obţine pentru o piesă cu masa de 65 kg, timpul de turnare a piesei, t = 5,3 s.

Timpul total de turnare este :

$$t_{tot} = \frac{M}{M_p}\,t = \frac{65 + 25}{65}\cdot 5{,}3 = 7{,}4 \text{ s}.$$

$$W = \frac{90}{7{,}4} = 12{,}16 \text{ kg/s}.$$

Pentru determinarea vitezei teoretice de curgere se utilizează nomograma din figura 4.15. Din figurile 4.18 şi 4.19 se determină h_1 = 0,08 m, h_o = 0,08 m şi h_n = 0,82 m.

Din nomograma 4.15.f, se obţine viteza teoretică de curgere în secţiunea minimă v_t = 3,9 m/s.

Pentru sistemul de alimentare ales se obţine din tabelul 4.9 coeficientul de pierdere de viteză μ = 0,5.

$$S_p = \frac{12{,}16}{7100\cdot 0{,}15\cdot 3{,}9} = 0{,}000878 \text{ m}^2 = 878 \text{ mm}^2.$$

Din tabelul 4.10 pentru aria minimă a reţelei de turnare cuprinsă între 720-960 mm^2 se aleg dimensiunile corespunzătoare pentru elementele componente ale reţelei:

- piciorul de turnare, d_p = 35 mm;
- colector de zgură trapezoidal, a = 16 mm;
- alimentatoare trapezoidale, a = 35 mm.

x

x x

4.2.3. Alte metode pentru determinarea timpului total de turnare

a) Metoda Czikel şi Diepschlag

Metoda propusă de Czikel şi Diepschlag porneşte de la premiza ca determinarea timpului de turnare a piesei turnate

luîndu-se în considerare numai masa piesei turnate este incorectă. Pentru determinarea timpului de turnare, această metodă se bazează pe viteza de transmitere a căldurii prin peretele formei de turnare:

$$t = \frac{m}{\mathcal{E}} \quad [s], \tag{4.53}$$

unde: m - modulul de solidificare al piesei;

$\mathcal{E}$ - viteza de transmitere a căldurii prin unitatea de suprafaţă;

t - timpul de turnare, în s.

Valorile vitezei de transmitere a căldurii au fost determinate pe bază de încercări practice. Prin introducerea acestor valori în relaţia (4.53) s-au obţinut pentru calculul timpului de turnare următoarele relaţii:

$t = \delta_o - 4$ - pentru piese turnate în forme crude din amestec, cu grosimi de perete cuprinse între 8-3o mm;

$t = 1,25\delta_o$ - pentru piese turnate în forme uscate din amestec, cu grosimi de perete mai mari de 2o mm,

unde: δ_o - grosimea de perete a piesei, în mm.

b) Nomograma Czikel

Pentru aplicaţii practice Czikel a construit o nomogramă, figura 4.20, pe baza căreia luîndu-se în considerare grosimea peretelui piesei, masa piesei şi indicele de scoatere se pot determina timpul de turnare, viteza de turnare şi timpul de solidificare. De asemenea din nomogramă se poate aprecia tipul de oală de turnare recomandat.

In partea stîngă a diagramei pe axa verticală se poate determina timpul de turnare, în cazul turnării oţelului în forme crude sau uscate din amestec, în funcţie de grosimea peretelui piesei. Curba punctată din partea stîngă a diagramei ne indică timpul de solidificare pe baza formulei lui Chworinoff.

In partea dreaptă a nomogramei, pe diagonală se poate determina viteza de turnare, în kg/s. De asemenea se prezintă o serie de date referitoare la alegerea oalei de turnare.

In partea de jos a nomogramei este reprezentat timpul total de umplere a formei luîndu-se în considerare indicele de scoatere la turnare.

luîndu-se în considerare numai masa piesei turnate este incorectă. Pentru determinarea timpului de turnare, această metodă se bazează pe viteza de transmitere a căldurii prin peretele formei de turnare:

$$t = \frac{m}{\varepsilon} \quad [s], \qquad (4.53)$$

unde: m - modulul de solidificare al piesei;

ε - viteza de transmitere a căldurii prin unitatea de suprafaţă;

t - timpul de turnare, în s.

Valorile vitezei de transmitere a căldurii au fost determinate pe bază de încercări practice. Prin introducerea acestor valori în relaţia (4.53) s-au obţinut pentru calculul timpului de turnare următoarele relaţii:

$t = \delta_o - 4$ - pentru piese turnate în forme crude din amestec, cu grosimi de perete cuprinse între 8-3o mm;

$t = 1,25\delta_o$ - pentru piese turnate în forme uscate din amestec, cu grosimi de perete mai mari de 2o mm,

unde: δ_o - grosimea de perete a piesei, în mm.

b) Nomograma Czikel

Pentru aplicaţii practice Czikel a construit o nomogramă, figura 4.20, pe baza căreia luîndu-se în considerare grosimea peretelui piesei, masa piesei şi indicele de scoatere se pot determina timpul de turnare, viteza de turnare şi timpul de solidificare. De asemenea din nomogramă se poate aprecia tipul de oală de turnare recomandat.

In partea stîngă a diagramei pe axa verticală se poate determina timpul de turnare, în cazul turnării oţelului în forme crude sau uscate din amestec, în funcţie de grosimea peretelui piesei. Curba punctată din partea stîngă a diagramei ne indică timpul de solidificare pe baza formulei lui Chworinoff.

In partea dreaptă a nomogramei, pe diagonală se poate determina viteza de turnare, în kg/s. De asemenea se prezintă o serie de date referitoare la alegerea oalei de turnare.

In partea de jos a nomogramei este reprezentat timpul total de umplere a formei luîndu-se în considerare indicele de scoatere la turnare.

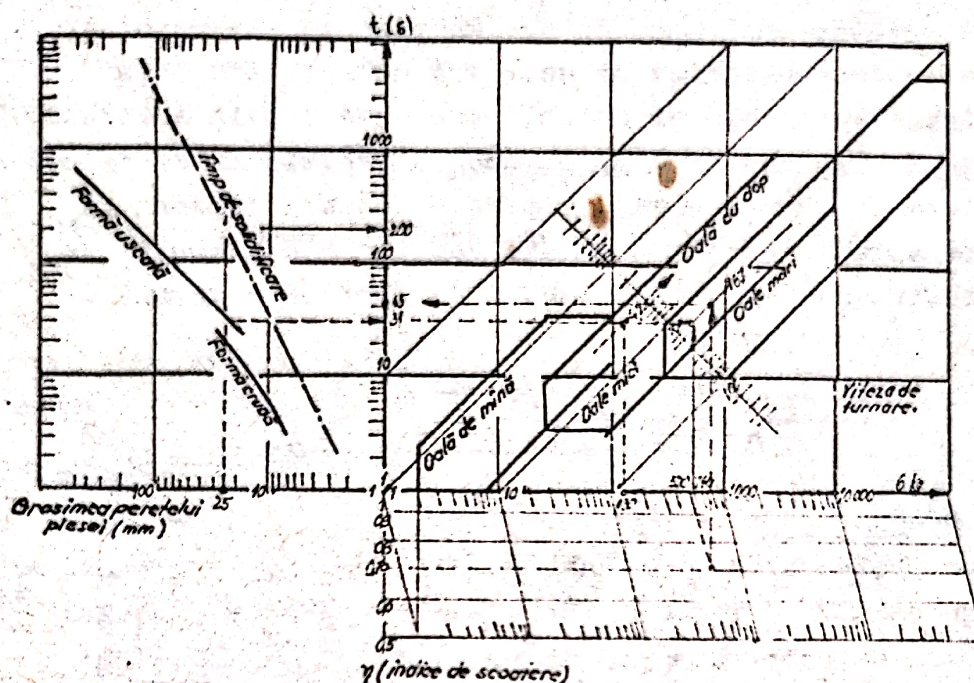


Fig. 4.20. Nomograma Czikel pentru determinarea timpului de turnare.

4.11. Să se calculeze timpul total pentru turnarea a 4 piese din oţel carbon cu masa de 13o kg/buc şi grosimea de perete 25 mm. Turnarea se face în forme uscate din amestec utilizîndu-se o singură reţea de turnare. Indicele de scoatere este de 7o%.

Rezolvare:

Pe baza nomogramei din figura 4.20 se obţine pentru o grosime de perete de 25 mm în cazul turnării în forme uscate din amestec un timp de turnare al piesei de 31 s. Timpul de solidificare corespunzător este de 2oo s.

Prin deplasarea pe orizontala de la 31 s, pînă la intersecţia cu verticala ce corespunde unei mase a piesei de 13o kg se obţine viteza de turnare pentru o piesă, de 4,2 kg/s. Viteza de turnare pentru cele 4 piese se obţine la intersecţia dintre verticala corespunzătoare unei mase de 4 x 13o = 52o kg şi orizontala de la 31 s. Se determină un debit masic de turnare de 16,7 kg/s.

Pentru a se obţine timpul total de umplere a formei, piesă + reţea de turnare + maselotă, se duce o paralelă de la punctul corespunzător unei mase de 52o kg pînă la intersecţia cu orizontala pentru un indice de scoatere de o,7. Din acest punct se ridică o verticală şi se obţine o masă totală a formei turnate de 74o kg. In continuare, pe aceeaşi verticală la intersecţia cu viteza de turnare de 16,7 kg/s se duce o orizontală spre stînga pînă la intersecţia cu axa verticală a timpului de turnare. Se obţine astfel un timp total de turnare a formei de 45 s.

x

x x

c) Metoda Hess

Prin prelucrarea unor date din literatura de specialitate şi a unor rezultate proprii, Hess propune pentru calculul timpului de turnare nomograma din figura 4.21.

Pentru utilizarea acestei nomograme este necesar să se cunoască:

M_s - masa acelei părţi din piesa turnată care se alimentează în sifon, în kg;

M - masa piese turnate, în kg;

S - grosimea specifică de perete pentru partea alimentată în sifon, în mm

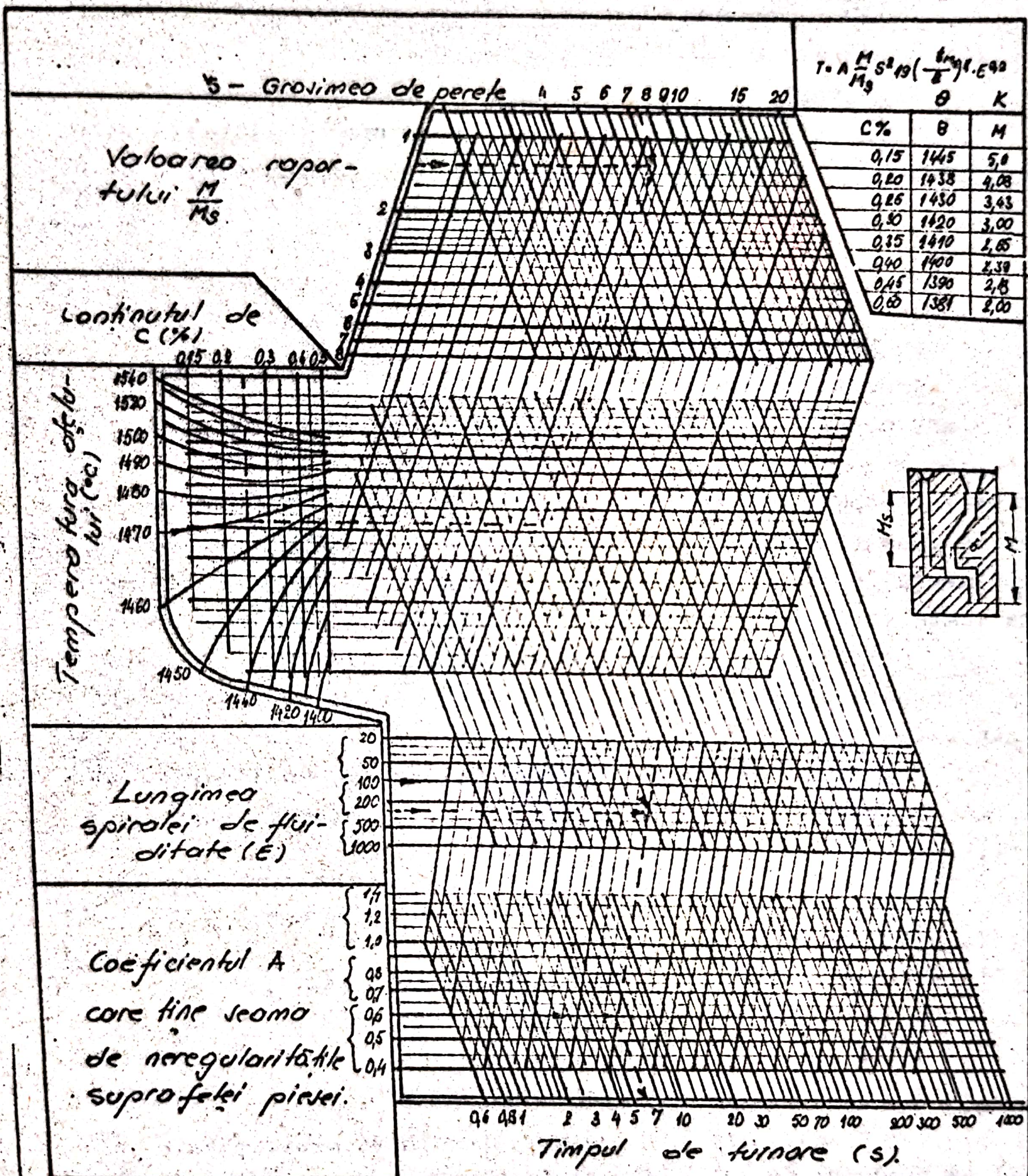
$$S = \frac{\text{volumul ocupat de masa } M_s}{\text{suprafaţa de răcire } M_s} ;$$

Conţinutul de carbon al oţelului şi temperatura de turnare;

E - lungimea probei spirală utilizată la determinarea fluidităţii, în mm;

A - coeficient cu valori cuprinse între o,9...1,4 în funcţie de neregularităţile pereţilor piesei. Pentru pereţi plani se recomandă valori medii ale coeficientului A.

4.12. Să se determine timpul pentru turnarea unei piese din oţel cu un conţinut de carbon de o,25% la temperatura de 1470°C cunoscîndu-se:



C%	θ	M
0,15	1445	5,0
0,20	1438	4,08
0,25	1430	3,43
0,30	1420	3,00
0,35	1410	2,65
0,40	1400	2,39
0,45	1390	2,18
0,60	1381	2,00

Fig. 4.21. Nomograma Hess.

$S = 7,5$ mm ;

$\frac{M}{M_s} = 1,3$;

$E = 300$ mm;

$A = 0,6$

Rezolvare:

Prin utilizarea nomogramei din figura 4.21, liniile punctate din diagramă, se determină un timp de turnare t = 5,96 s.

x

x x

d) Metoda Jeancolas

Această metodă de calcul a timpului de turnare ia în considerare corelaţia care există între timpul de turnare şi timpul de răcire al piesei. In figura 4.22 se prezintă timpul de răcire pînă la temperatura lichidus, determinat de Jeancolas, pentru diferite grosimi de perete supraîncălziri şi aliaje. Grosimea de perete avută în vedere de Jeancolas este grosimea minimă de perete pe toată înălţimea piesei turnate. De exemplu pentru o grosime de perete de 7 mm şi un grad de supraîncălzire de 100°C se obţine pentru o piesă din oţel o durată de răcire de 1,35 s (linia punctată).

Pentru determinarea timpului de turnare în diferite cazuri, mai puţin turnarea directă, Jeancolas recomandă următoarele relaţii:

$$T \leqslant T_l \,, \qquad (4.54)$$

unde: T - timpul de turnare;

T_l - timpul de răcire pînă la temperatura lichidus.

La turnarea directă se recomandă relaţiile:

$$T \leqq 2\ T_l \,; \qquad (4.55)$$

$$T \leqq 3\ T_l \,. \qquad (4.56)$$

Durata mai mare la turnarea directă se explică prin faptul că procesul de solidificare începe înainte de umplerea totală a formei.

Mărimea timpului de turnare T, nu va depăşi o anumită valoare critică T_{cr}, mărime la care începe formarea defectelor de suprafaţă. Valorile lui T_{cr} sînt prezentate în tabelul 4.11.

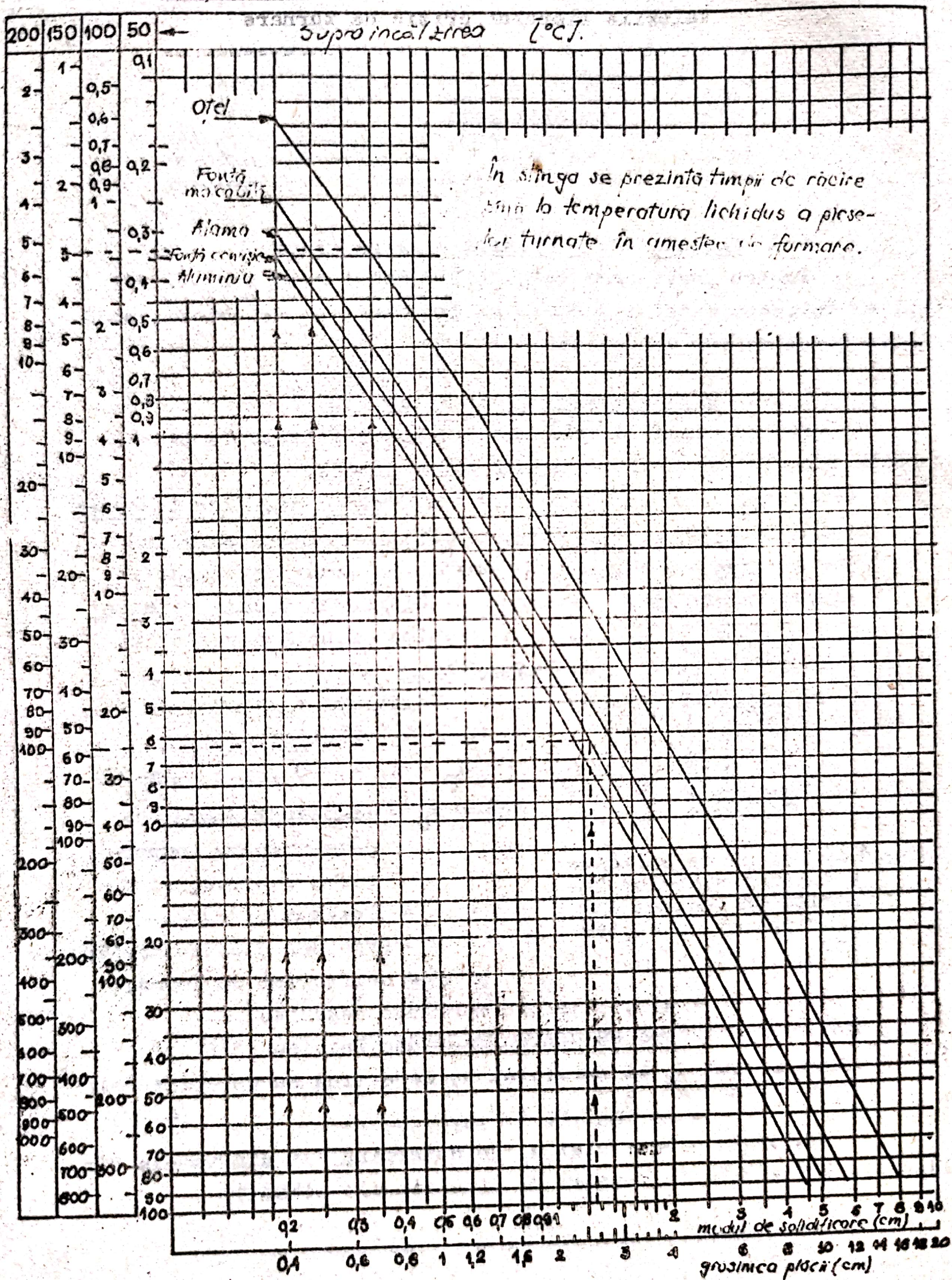


Figura. 4.22. Nomograma Jeancolos.

Tabelul 4.11.

Valorile timpului critic de turnare

Amestec crud		Amestec uscat	Amestec miez
Nisip fin	Nisip cu granulaţie mare		
3-5 s	3-12 s	15-3o s	2o-6o s

4.3. Mijloace de prevenire a retasurilor

Pentru prevenirea retasurilor la piesele turnate din oţel se folosesc maselote, răcitori interiori şi exteriori, modificări constructive ale piesei.

4.3.1. Dimensionarea maselotelor

Pentru dimensionarea maselotelor utilizate la piesele turnate din oţel se utilizează mai multe metode:

a) Metoda sferelor înscrise

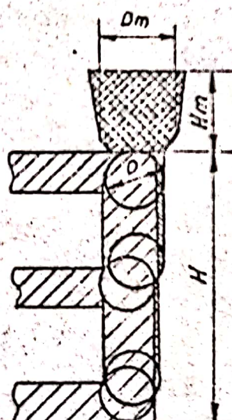


Fig.4.23. Schemă de aplicare a metodei sferelor înscrise în vederea dimensionării maselotelor

Prin majorarea excesivă a diametrelor arcurilor înscrise se obţine diametrul D care concide cu grosimea finală a peretelui piesei.

Inălţimea maselotei se determină cu relaţia:

$$H_m = d_o + \alpha D , \qquad (4.57)$$

unde: d_o - diametrul sferei de metal pentru compensarea contracţiei volumetrice;

D - grosimea piesei turnate;

α - coeficient de formă,

α = 1,35 pentru maselote deschise;

α = o,85 pentru maselote închise.

Diametrul D_m al maselotei se determină cu relaţia:

$$D_m = d_o + D . \qquad (4.58)$$

Valorile diametrului d_o se determină din diagramele din figurile 4.24 şi 4.25 în funcţie de dimensiunile piesei.

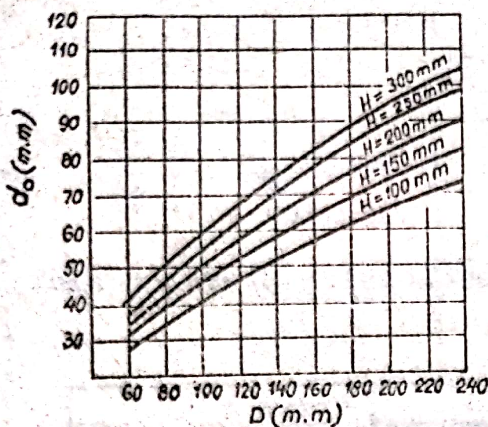


Fig.4.24.Nomogramă pentru determinarea diametrului d_o, necesar calculului maselotelor la piesele cilindrice turnate din oțel.

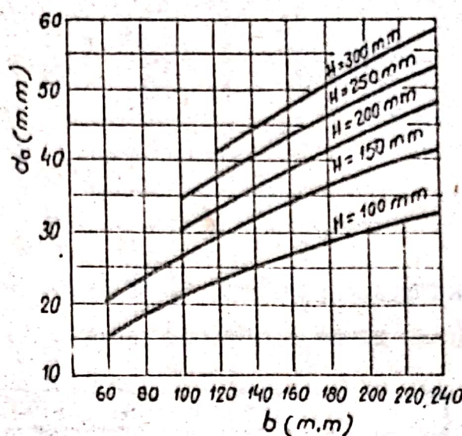


Fig.4.25.Nomogramă pentru determinarea diametrului d_o, necesar calculului maselotelor la piesele din oțel cu secțiunea pătrată sau dreptunghiulară (latura b)

In tabelele 4.12 , 4.13 , 4.14 sînt prezentate relațiile pentru calculul maselotelor pieselor plate și respectiv pieselor circulare cu secțiunea în formă de T. Valoarea V_o reprezintă volumul de metal al piesei care se alimentează cu maselota respectivă.

4.15. Să se dimensioneze maselota pentru o piesă cilindrică turnată din oțel carbon, OT 600-2, cu dimensiunile D = 200 mm și H = 300 mm, figura 4.26.

Rezolvare:

Volumul piesei turnate este:

$$V = \frac{\pi D^2}{4} H .$$

Datorită contracției la solidificare (ε_{vs}) volumul aliajului se va micșora cu o cantitate V_o :

$$V_o = \frac{\varepsilon_{vs}}{100} \cdot V = \frac{\varepsilon_{vs}}{100} \cdot \frac{\pi D^2}{4} H .$$

In tabelul 4.15 se prezintă valoarea contracției la solidificare.

Tabelul 4.15.

Contracția oțelului la solidificare

Carbon, %	0,10	0,35	0,45	0,70
Contracția ε_{vs}, %	2,0	3,0	4,3	5,3

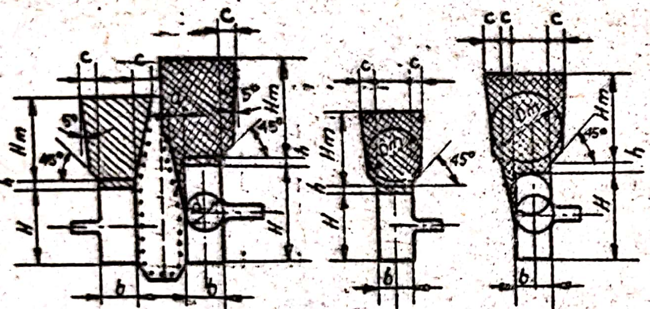
Tabelul 4.12

Formule pentru calculul maselotelor pieselor plate .
(R - raza nodului termic).

Elemente de aliere		Formule de calcul
Maselota conică închisă.	1,2D; A-A; A; A; D; 0,1D; 1,25D; B-B	$D=0,95\sqrt[3]{220R^3+3\beta V_0}$
Maselota dreptunghiulară deschisă.	1,8D; 1,2D; 1,25D; 1,5D; D; B	$D=0,75\sqrt[3]{280R^3+3\beta V_0}$
Maselota conică deschisă	1,2D; C-C; 2D; C; C; D; D-D	$D=0,81\sqrt[3]{570R^3+3\beta V_0}$
Maselota dreptunghiulară deschisă	1,8D; 1,2D; 2D; 1,5D; D	$D=0,65\sqrt[3]{800R^3+3\beta V_0}$
Canal vertical maselota laterală.	D	$D=\sqrt[3]{125R^3+3\beta V_0}$
Colector cilindric	D; d; 2d	$D=\sqrt[3]{280R^3+3\beta V_0}$
Colector dreptunghiular orizontal.	D; E-E; 1,25D; E; E; 1,2D; D	$D=0,65\sqrt[3]{400R^3+3\beta V_0}$
Maselotă cilindrică închisă	0,1D; 1,25D; F-F; F; F; D	$D=\sqrt[3]{210R^3+3\beta V_0}$

Tabelul 4.13

Relaţii pentru determinarea maselotelor pieselor circulare cu secţiunea în formă de T.

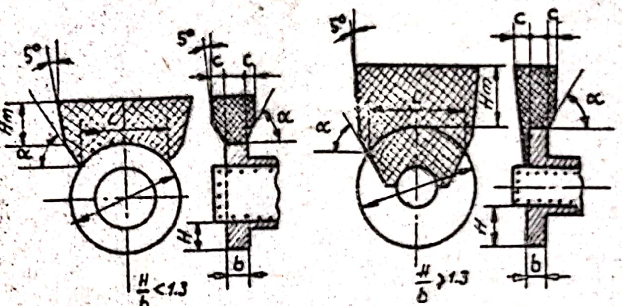


Dimensiuni	Notaţie	$\frac{H}{b} \leq 2,0$		$\frac{H}{b} > 2,0$	
		coroana	butuc	coroana	butuc
Adaosul tehnologic	a	Nu este necesar		0,1 H	
Adaosul la grosimea maselotelor	c	0.35 b	0.4 b	0.35(b+a)	0.4(b+a)
Unghiul de racordare	α	45°			
Unghiul lateral al maselotei	α_1	$\frac{H_m}{10}$ 60			
Înălţimea minimă a maselotei	H_m	0,6 H + n			
Diametrul sferei înscrisă în maselotă	D_m	1.3 b	–	1,3(b+a)	–
Lungimea unei maselote	L_m	$\frac{0.55\ L_o}{n}$	–	$\frac{0.55\ L_o}{n}$	–

n – numărul de maselote
L_o – lungimea circonferinţei medii a coroanei

Tabelul 4.14

Formule pentru determinarea dimensiunilor maselotelor de piese cilindrice cu flanşe.



Dimensiuni	Notaţii	$\frac{H}{b} < 1.3$	$\frac{H}{b} \geqslant 1.3$
Adaosul tehnologic pe flanşe	a	Nu este necesar	0.05 D
Lung. coardei flanşei	L	0.8 D	
Înălţimea maselotei	H_m	0.4 D	0.5 D
Adaosul la grosimea maselotei	b	0.4 D	
Unghiul de racordare al maselotei	α	60°	

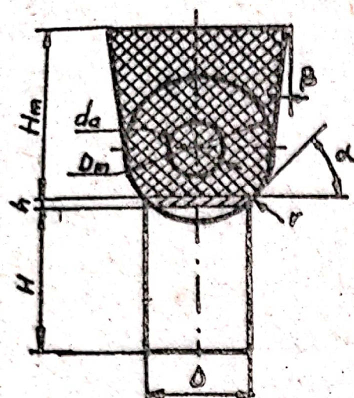


Fig.4.26. Determinarea dimensiunilor maselotei deschise la o piesă cilindrică din oțel

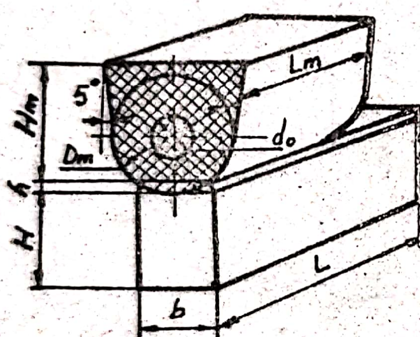


Fig.4.27. Determinarea dimensiunilor maselotei deschise la o piesă din oțel cu secțiunea dreptunghiulară

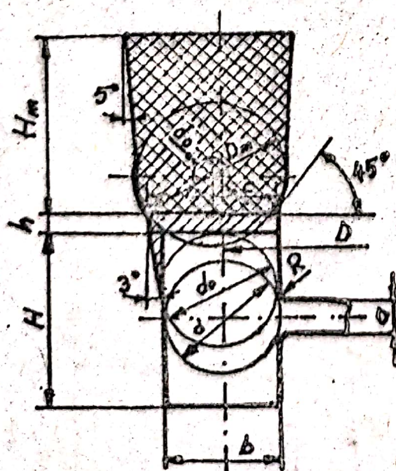


Fig.4.28. Determinarea dimensiunilor maselotei deschise la o piesă din oțel cu secțiunea în formă de T

Pentru un OT 600-2, conţinutul de carbon este de 0,40-0,50. Se adoptă $\varepsilon_{vs} = 4,3\%$.

Diametrul d_o al sferei de volum V_o pentru compensarea contracţiei volumetrice se calculează cu relaţia :

$$d_o = \sqrt[3]{\frac{6\ V_o}{\pi}} = \sqrt[3]{\frac{6\ .\ 0,034\ D^2H}{\pi}} = \sqrt[3]{\frac{6\ .\ 0,034\ .\ 200^2\ .\ 300}{\pi}} = 92\ mm$$

Dimensiunile maselotei vor fi :

$$D_m = D + d_o = 200 + 92 = 292\ mm\ ;$$

$$H_m = d_o + 1,35\ D = 92 + 1,35\ .\ 200 = 362\ mm.$$

Adaosul tehnologic se adoptă din tabelul 4.16 în funcţie de grosimea pereţilor piesei.

Tabelul 4.16.

Dimensiunile adaosului tehnologic (h)

Grosimea pereţilor piesei, [mm]	<50	51...100	101...200	201...300	301...400	401...500	500
Adaosul tehnologic, [mm]	10	15	20	25	30	35	40

Se adoptă h = 20 mm.

Observaţie: Diametrul d_o se poate determina şi din nomograma din figura 4.24.

x

x x

4.14. Să se calculeze maselota pentru o piesă paralelipipedică care se toarnă din OT 600-2 cu următoarele dimensiuni: b = 150 mm, H = 200 mm, L = 500 mm, fig. 4.27.

Rezolvare:

Volumul piesei este

$$V = H\ .\ b\ .\ L\ .$$

Datorită contracţiei la solidificare volumul aliajului se va micşora cu

$$V_o = \varepsilon_{vs}\ H\ b\ L\ ,$$

Pentru OT 600-2, $\varepsilon_{vs} = 4,3\%$.

Forma volumului de compensație a contracției va fi un cilindru cu diametrul d_o și lungimea L-b. In calcule se va considera pentru siguranță lungimea cilindrului de compensație L.

$$V_o = \frac{\pi d_o^2}{4} L .$$

$$\frac{\pi d_o^2}{4} L = \varepsilon_{vs} H b L ; \Longrightarrow d_o = \sqrt{\frac{4 \varepsilon_{vs} H b}{\pi}} ,$$

$$d_o = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,043 \cdot 200 \cdot 150}{\pi}} = 40 \text{ mm} .$$

Dimensiunile maselotei vor fi:

- lățimea, $D_m = d_o + b = 40 + 150 = 190$ mm;
- înălțimea, $H_m = d_o + 1,35\, b = 40 + 1,35 \cdot 150 = 242$ mm;
- lungimea, $L_m = L - b = 500 - 150 = 350$ mm;
- adaosul tehnologic, h = 20 mm.

Observație: Diametrul d_o se poate determina și din nomograma din figura 4.25. Lungimea maselotei poate fi micșorată cu menținerea constantă a volumului prin mărirea înălțimii. In acest caz lungimea nu trebuie să fie mai mică ca $L = 1,2\, D_m$.

x

x x

4.15. Să se calculeze maselota pentru o roată cu secțiunea în T, turnată din oțel carbon, cu următoarele dimensiuni; fig. 4.28:

- grosimea peretelui, b = 100 mm;
- grosimea nervurii, a = 30 mm;
- înălțimea, H = 160 mm;
- diametrul, D = 1000 mm.

Rezolvare:

Diametrul d al sferei care se poate înscrie în nodul termic este dat de relația:

$$d = b + \frac{(3a + b)^2}{8(a + 3b)} = 100 + \frac{(3 \cdot 30 + 100)^2}{8(30 + 300)} = 114 \text{ mm} .$$

Diametrul d_o, al cilindrului necesar pentru compensație se obține cu relația:

$$d_o = 0,3 \sqrt{H b + 2 a^2} .$$

$$d_o = 0,3 \sqrt{160 \cdot 100 + 2\,(30)^2} = 40 \text{ mm.}$$

Dimensiunile maselotei sînt:

- lăţimea maselotei în zona de contact, $c = d + 0,02\ H$,

$$c = 114 + 0,02 \cdot 160 = 117 \text{ mm};$$

- diametrul maselotei, $D_m = c + d_o$,

$$D_m = 117 + 40 = 157 \text{ mm};$$

- înălţimea maselotei, $H_m = d_o + 1,35\ b$,

$$H_m = 40 + 1,35 \cdot 100 = 175 \text{ mm.}$$

Dacă se admite că numărul maselotelor este $n = 6$, atunci lungimea unei maselote pe circumferinţa medie a roţii va fi de:

$$L_m = \frac{0,55\ L_o}{n} = \frac{0,55}{6}\,\pi D = \frac{0,55}{6} \cdot \pi \cdot 1000 = 282 \text{ mm.}$$

Din tabelul 4.16 se adoptă $h = 20$ mm.

Pentru determinarea diametrului de compensaţie d_o se poate utiliza şi nomograma din figura 4.30.

Pentru determinarea diametrului d al sferei care se poate înscrie în nodul termic în funcţie de a şi b se utilizează şi nomograma din figura 4.29.

b) <u>Metoda conţinutului minim de aliaj</u>

Utilizarea acestei metode presupune următoarele etape:

- asigurarea solidificării dirijate a piesei astfel încît retasura să fie concentrată la partea superioară a piesei;

- identificarea nodurilor termice şi rezolvarea modului de eliminare;

- fixarea punctelor în care se amplasează maselotele, forma şi zona lor de influenţă;

- calculul retasurii din volumul piesei

$$V_{ret} = \varepsilon_{vs} \cdot V$$

unde: V_{ret} - volumul retasurii, în %;

ε_{vs} - coeficient de contracţie volumetrică, în %

V - volumul piesei, în cm^3;

- distribuirea volumului retasurii diverselor maselote, proporţional cu volumul zonei de influenţă, astfel ca fiecare maselotă să conţină o cantitate minimă de oţel lichid egală cu volumul retasurii ce se formează sub ea;

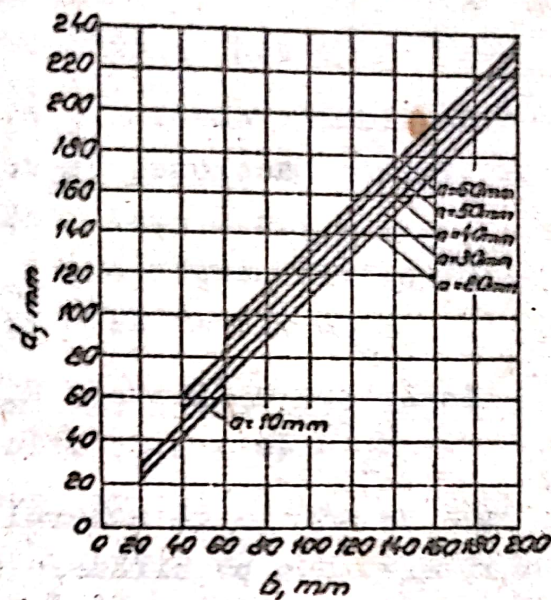


Fig.4.29. Nomogramă pentru determinarea diametrului sferei înscrise (d) în nodul termic al unei piese din oțel cu secțiunea în formă de T în funcție de grosimea peretelui b și de grosimea nervurii a.

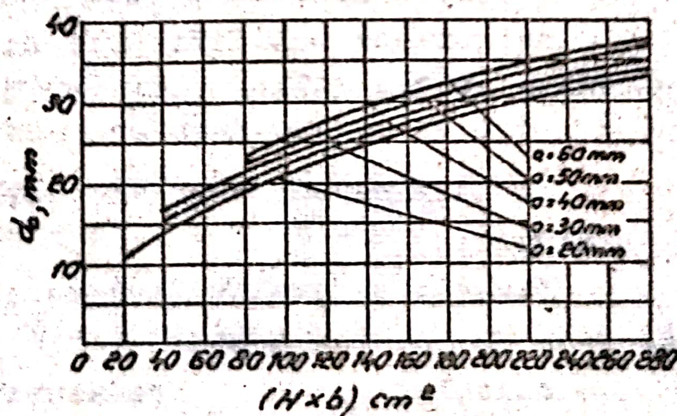


Fig.4.3o. Nomogramă pentru determinarea lui d_o la calculul maselotelor deschise la piesele din oțel cu secțiunea în formă de T

- se sporeşte înălţimea piesei cu 10...25 mm pentru a obţine forma şi dimensiunea maselotei, guler care se îndepărtează ulterior.

4.16. Să se dimensioneze după metoda conţinutului minim de aliaj maselota necesară pentru turnarea unei bare cilindrice din OT 500-1, figura 4.31. Bara se prelucrează la exterior.

Rezolvare:

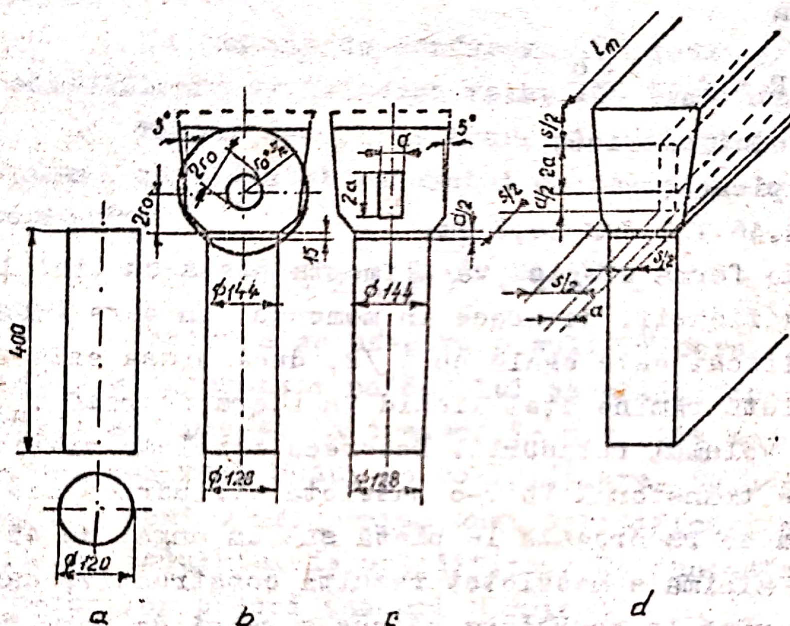


Fig. 4.31. Schemă de dimensionare a maselotelor.

Se măreşte înălţimea piesei cu 20 mm, guler necesar pentru îndepărtarea ulterioară a maselotei.

Se stabileşte un adaos de prelucrare de 4 mm. Pentru a asigura solidificarea dirijată a piesei se măreşte adaosul de prelucrare la partea superioară cu 8 mm. Diametrul inferior al piesei va fi de 128 mm iar cel superior de 144 mm.

Volumul piesei după stabilirea adaosurilor este:

$$V = \frac{\pi h}{3}(R^2 + R\cdot r + r^2) = \frac{\pi\, 0,4}{3}(0,072^2 + 0,064^2 + 0,072 \cdot 0,064) =$$

$$= 0,00581\ m^3 = 5810\ cm^3.$$

Pentru calculul volumului de retasură se alege în funcţie de conţinutul de carbon, $\varepsilon_{vs} = 3\%$.

$$V_{ret} = \varepsilon_{vs} \cdot V = 0,03 \cdot 5810 = 174\ cm^3.$$

Deoarece piesa are o formă cilindrică se dă acestui volum o formă sferică. Raza sferei se calculează din relaţia:

$$V_{ret} = \frac{4 \pi r_o^3}{3} \Rightarrow r_o = \sqrt[3]{\frac{3\ V_{ret}}{4}} = \sqrt[3]{\frac{3\ .\ 174}{4}} = 3,46\ cm.$$

Pentru a obţine forma şi dimensiunile maselotei se desenează o sferă cu raza r_o, avînd centrul pe axa maselotei, la înălţimea 2 r_o de la piesă. Concentric cu această sferă se trasează o sferă cu raza

$$R = r_o + \frac{\delta_o}{2} \ ,$$

unde: R - raza maselotei sferice;

δ_o - grosimea piesei;

$$R = 3,46 + 7,2 \simeq 10,7\ cm.$$

Maselota de formă sferică va alimenta piesa cu oţel lichid în timpul solidificării, deoarece în momentul în care grosimea stratului solidificat este egală cu $\delta_o/2$, deci piesa este solidificată, în maselotă rămîne oţel lichid în sfera de rază r_o, cu un volum egal cu volumul retasurii. Deoarece maselota sferică se formează greu, se transformă într-o maselotă cilindrică sau prismatică. Maselota se racordează la piesă sub un unghi de 45^o.

Inălţimea minimă a maselotei rezultă constructiv, dar de regulă se adoptă pînă la suprafaţa de sus a ramei de formare.

x

x x

c) Metoda modulului de solidificare

Metoda modulului de solidificare are la bază următoarele trei condiţii:

- maselota se va solidifica după piesă sau simultan cu aceasta;
- maselota va conţine un volum de metal pentru a compensa contracţia volumică a piesei şi contracţia proprie;
- zona de acţiune a maselotei va fi suficientă pentru a alimenta partea din piesă deasupra căreia este plasată.

Calculul modulului de solidificare se face cu ajutorul relaţiei:

$$m = \frac{V}{A} ,\qquad (4.59)$$

unde: m - modulului de solidificare;
V - volumul piesei;
A - suprafaţa de răcire a piesei.

La calculul suprafeţei de răcire a piesei se vor lua în considerare numai suprafeţele care se răcesc în contact cu amestecul de formare.

In funcţie de configuraţia piesei la calculul modulului de solidificare se folosesc relaţiile prezentate în tabelul 4.17.

Timpul de solidificare al unei piese turnate este proporţional cu pătratul modulului de solidificare, relaţia lui Chworinoff:

$$t_s = K \left(\frac{V}{A}\right)^2 = K\, m^2 .\qquad (4.6o)$$

Pentru a se asigura o solidificare dirijată a piesei turnate, este necesar ca modulul de solidificare pentru diferite părţi ale piesei să crească în direcţia maselotei, care va avea cel mai mare modul de solidificare. De asemenea, un factor important pentru asigurarea unei solidificări dirijate constă în creşterea modulului de solidificare în punctele de intersecţie ale pereţilor piesei (noduri termice).

In figura 4.32 se prezintă creşterea modulului de solidificare pentru diferite tipuri de intersecţii la aceeaşi grosime de perete, după Wlodawer.

De exemplu pentru o îmbinare de tip II, cu raza de racordare ρ = 4o mm şi grosimea de perete w = 2o mm, adică ρ/w = 4o/2o = 2, se obţine un factor de creştere a modulului de 1,43. Stiind că pentru un perete plan cu grosimea de 2o mm şi modulul de solidificare, m = 1o mm, înseamnă că în cazul analizat, avînd în vedere factorul de creştere a modulului, modulul de solidificare va fi m' = 1,43 . 1o = 14,3 mm.

Pentru dimensionarea maselotelor se utilizează următoarea relaţie:

$$d^3 - Ad^2 \cdot \frac{V_p}{A_p} - B\, V_p = 0 \qquad (4.61)$$

unde: d - diametrul maselotei, în cm;
V_p - volumul din piesă care se alimentează din maselotă, în cm^3;

A_p - aria de răcire a acelei părţi din piesă care este alimentată de maselotă, în cm^2;

A, B - constante care depind de forma maselotei, de coeficientul de corecţie şi de contracţie. Valoarea constantelor A şi B pentru diferite tipuri de maselote se dau în tabelul 4.18.

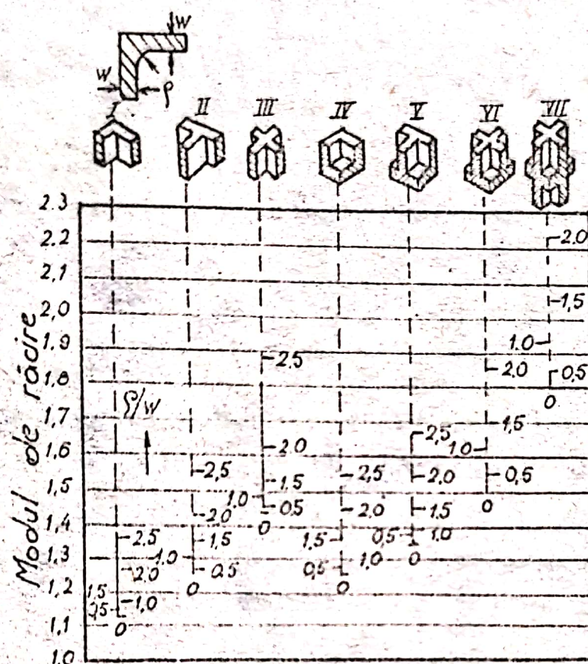


Fig.4.32. Cresterea modulului m la punctele de intersecţie ale pereţilor.

Inainte de a determina diametrul maselotei, se stabileşte forma maselotei şi se apreciază volumul şi aria de răcire a piesei. Deoarece pentru determinarea volumului piesei şi ariei de răcire se fac multe aproximări, în calcule se introduce un coeficient de corecţie „f". Datele practice au arătat că valoarea cea mai apropiată de realitate a lui „f" este 1,2. In acest caz este necesar ca la calculul suprafeţei de răcire să se ia în considerare reducerea acesteia ca urmare a plasării maselotei. Pentru simplificarea calculelor se recomandă a se adopta f = 1,3, fără a mai fi nevoie de reducerea suprafeţei de răcire ca urmare a plasării maselotei.

Luînd în considerare modulul de solidificare relaţia (4.61) pentru calculul diametrului maselotei devine:

$$d^3 - Ad^2m - BV_p = 0 \qquad (4.62)$$

Tabelul 4.18.

Constantele A şi B pentru diferite tipuri de maselote

Tip	Fig.	Înălţimea h	p[1) %]	A f=1,0	A f=1,1	A f=1,2	A f=1,3	B
1a		1,5d	3	4,81	5,29	5,77	6,26	0,0255
			5	4,90	5,39	5,88	6,37	0,0425
			7	4,99	5,49	5,99	6,49	0,0595
$1a_e$[2)]		1,5d	8	4,12	4,53	4,94	5,35	0,0255
			5	4,20	4,62	5,04	5,46	0,0425
			7	4,29	4,71	5,15	5,58	0,0595
1b		d	3	5,15	5,66	6,19	6,70	0,0382
			5	5,25	5,77	6,30	6,83	0,0637
			7	5,35	5,89	6,42	6,96	0,0892
$1b_e$[2)]		d	3	4,12	4,53	4,94	5,35	0,0382
			5	4,20	4,62	5,04	5,46	0,0637
			7	4,29	4,71	5,15	5,68	0,0892
1c		0,5d	3	6,18	6,80	7,42	8,03	0,0764
			5	6,30	6,93	7,56	8,19	0,1274
			7	6,42	7,06	7,70	8,35	0,1783
$1c_e$[2)]		0,5d	3	4,12	4,53	4,94	5,36	0,0764
			5	4,20	4,62	5,04	5,46	0,1274
			7	4,28	4,71	5,14	5,56	0,1783
2a		$1,5d+\frac{d}{2}$	3	4,49	4,94	5,39	5,84	0,0208
			5	4,58	5,05	5,51	5,96	0,0348
			7	4,67	5,14	5,61	6,07	0,0487
2b		$d+\frac{d}{2}$	3	4,64	5,10	5,57	6,04	0,0287
			5	4,73	5,21	5,69	6,16	0,0478
			7	4,82	5,30	5,79	6,26	0,0669
2c		$\frac{d}{2}+\frac{d}{2}$	3	4,93	5,32	5,80	6,27	0,0458
			5	5,06	5,56	6,06	6,59	0,0714
			7	5,16	5,68	6,20	6,71	0,107

1.) p = contracţie în procente;

2) e indică faptul că maselota se acoperă cu material exoterm după turnare.

Tabelul 4.17.

Calculul modulului de solidificare.

a, a, a Cub	$V = a \cdot a \cdot a$ $A = 6 \cdot a \cdot a$ $m = \frac{a \cdot a \cdot a}{6 \cdot a \cdot a}$ $m = \frac{a}{6}$
d, a, b Placă	$a, b \gg d$ pierderile de căldură prin părțile laterale se neglijează $V = a \cdot b \cdot d$ $A = 2 \cdot a \cdot b$ $m = \frac{a \cdot b \cdot d}{2 \cdot a \cdot b}$ $m = \frac{d}{2}$
a, b, l Bară lungă	$V = a \cdot b \cdot l$ $A = 2(a+b) \cdot l$ $m = \frac{a \cdot b \cdot l}{2(a+b) \cdot l}$ $m = \frac{a \cdot b}{2(a+b)}$
r, h, d Cilindru	$V = \pi \cdot r^2 \cdot h$ $A = 2\pi \cdot r h + 2\pi r^2$ $m = \frac{r h}{2(r+h)}$ pentru $h = 2r$ $m = \frac{r}{3}$ $h = 3r$ $m = \frac{3r}{8}$

In continuare diametrul maselotei se poate determina prin încercări în relația de dimensionare (4.62) sau prin folosirea nomogramei din figura 4.33.

- Calculul prin încercări. In cazul utilizării acestei metode, după ce se stabilește forma maselotei, volumul piesei și aria de răcire, se aleg din tabelul 4.18 în funcție de valoarea contracției și coeficientul „f", constantele A și B. Se introduc aceste constante în relația (4.62) și se fac încercări pentru diferite valori ale diametrului d, pînă se determină valoarea care verifică ecuația.

- Utilizarea nomogramei:
  - se alege în funcție de mărimea lui V_p și A_p scara de reprezentare I, II sau III;
  - se fixează pe axa D, valoarea V_p;
  - se duce o orizontală spre stînga pînă la intersecția cu valoarea A_p, pe aceeași scară de reprezentare;
  - se deplasează în jos o verticală pînă la intersecția cu curba pentru valoarea coeficientului A;
  - se duce o linie orizontală pînă la intersecția cu axa E;
  - se fixează pe axa G, pe scara de reprezentare aleasă, valoarea V_p;
  - se deplasează în jos o verticală pînă la intersecția cu curba pentru valoarea coeficientului B;
  - se duce spre stînga o orizontală pînă la intersecția cu axa F;
  - unind punctele de pe axele E și F se obține la intersecția cu curba pentru diametrul d, valoarea diametrului maselotei.

De o deosebită importanță la dimensionarea maselotelor este stabilirea mărimii gîtului maselotei, adaosul tehnologic.

Dimensiunile gîtului maselotei vor fi stabilite în așa fel încît gîtul maselotei să se solidifice după piesă dar înaintea maselotei. Pentru aceasta se recomandă să fie îndeplinită următoarea condiție:

$$m_p : m_{gm} : m_m = 1 : 1,1 : 1,2 ,$$

unde: m_p - modulul de solidificare al piesei;
m_{gm} - modulul de solidificare al gîtului maselotei;
m_m - modulul de solidificare al maselotei.

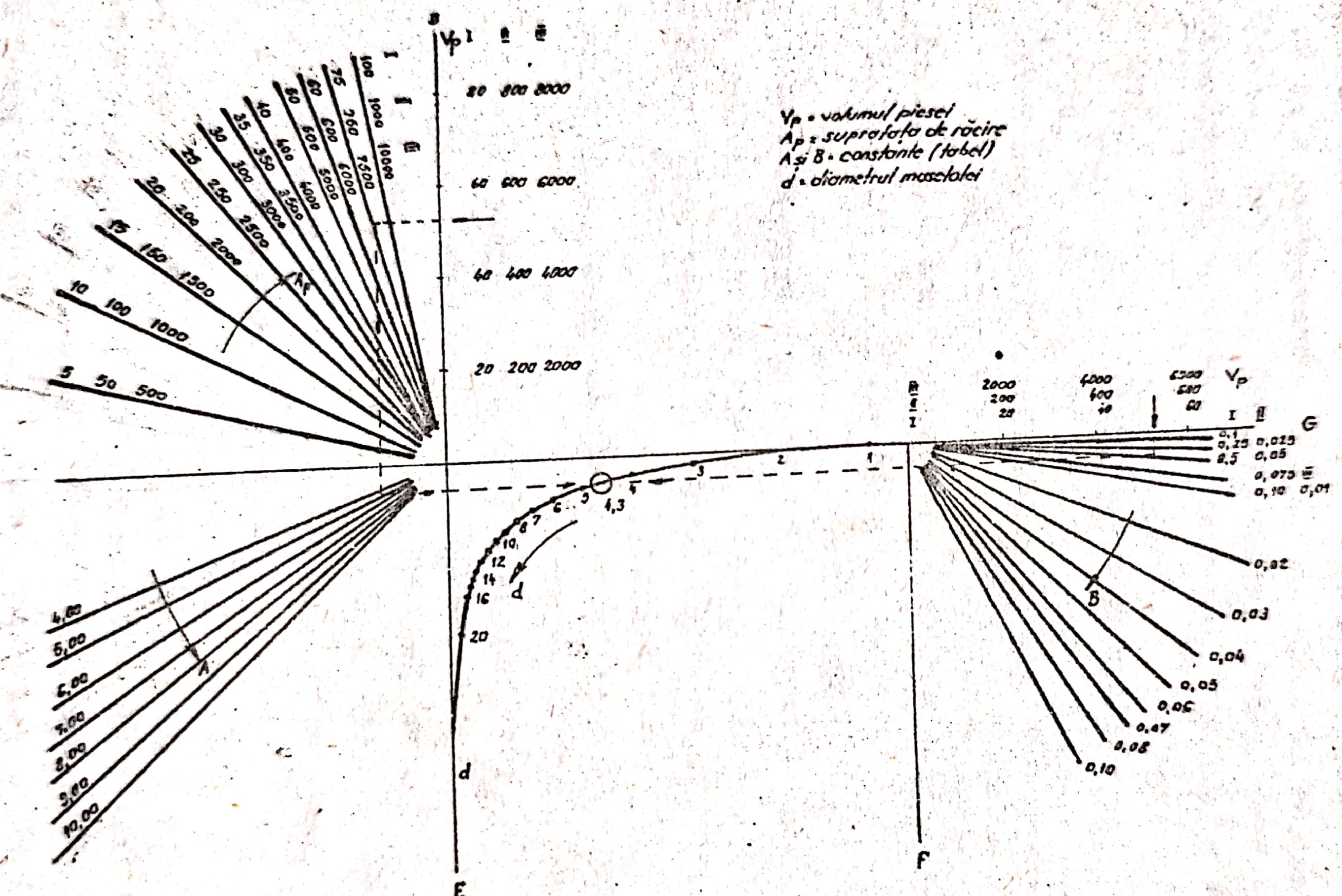


Fig.4.33. Nomogramă pentru calculul maselotelor la piesele turnate din oţel

Scanned with OKEN Scanner

4.17. Să se dimensioneze maselota pentru piesa din figura 4.34 turnată din oţel carbon, cunoscîndu-se:

- volumul piesei, $V_p = 530 \ cm^3$;
- suprafaţa de răcire a piesei, $A_p = 750 \ cm^2$;
- coeficientul de contracţie, 5%;
- coeficientul de corecţie, f = 1,0;
- suprafaţa exterioară a maselotei nu se acoperă cu material exoterm.

Rezolvare:

Se alege din tabelul 4.18 pentru o maselotă cilindrică cu h = 1,5 d + d/2, în funcţie de contracţie şi coeficientul de corecţie:

$$A = 4{,}58 \ ;$$
$$B = 0{,}0348.$$

In continuare pe baza indicaţiilor de utilizare a nomogramei din figura 4.35 linia punctată, se determină diametrul maselotei

$$d = 4{,}3 \ cm.$$

x

x x

4.18. Să se dimensioneze maselota pentru piesa din figura 4.35 turnată din oţel carbon cu ajutorul nomogramei. Coeficientul de contracţie se consideră 5%.

Rezolvare:

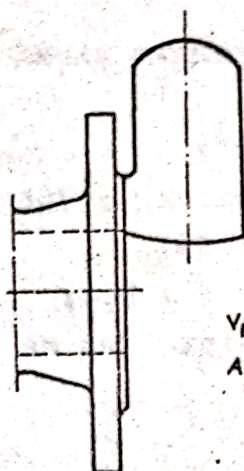
In urma calculelor efectuate pentru determinarea volumului piesei şi a suprafeţei de răcire s-a obţinut:

$$V_p = 550 \ cm^3$$
$$A_p = 410 \ cm^2$$

Deoarece în calculul suprafeţei de răcire nu s-a avut în vedere o reducere a acesteia ca urmare a plasării maselotei, se alege f = 1,3.

Maselota se va plasa la partea superioară a piesei. Forma maselotei este cilindrică cu diametrul „d" şi înălţimea h = 1,5 d. Suprafaţa exterioară a maselotei se acoperă cu un amestec exoterm.

Pe baza acestor date din tabelul 4.18 se alege:



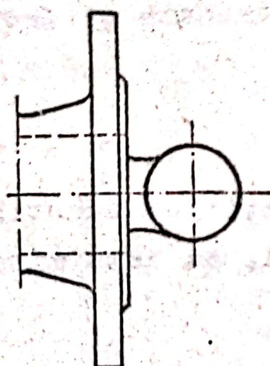
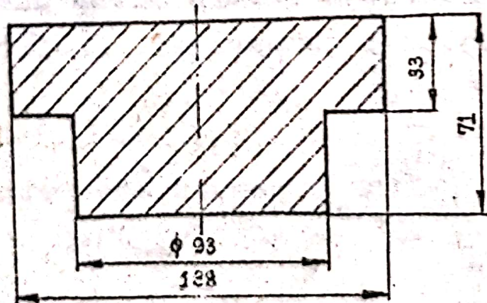


Fig.4.34. Exemplu de calcul



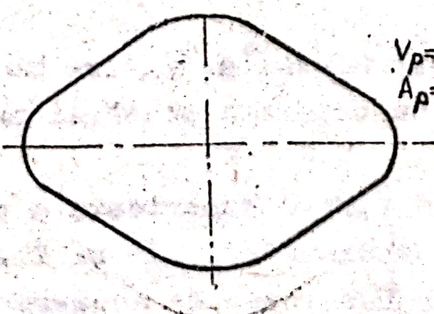


Fig.4.35. Exemplu de calcul

$A = 5,46$;

$B = 0,0425$.

Respectînd indicaţiile de utilizare a nomogramei se obţine d = 8 cm.

4.3.2. Răcitori pentru piesele turnate din oţel

Retasurile secundare din nodurile termice pot fi evitate prin accelerarea vitezei de răcire a nodurilor, cu ajutorul răcitorilor exteriori sau interiori.

a) Răcitori interiori. Se execută din oţeluri avînd aproximativ aceeaşi compoziţie cu a oţelului care se toarnă.

Masa lor reprezintă în general 5-10% din greutatea nodului termic răcit putînd ajunge la piesele mari pînă la 20% din masa piesei.

In figura 4.36 se prezintă tipurile de răcitori interiori utilizaţi şi modul de fixare a lor. Dimensiunile răcitorilor se stabilesc pe baza datelor din figura 4.37 şi tabelul 4.19.

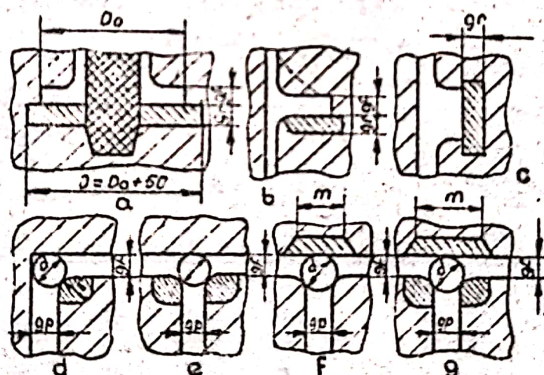


Fig. 4.38. Noduri termice tipice ale pieselor turnate din oţel, răcite cu răcitoare exterioare.
a - flanşă ; b - întăritură ; c - bosaj ; d - nod în formă de litera L ; e - nod în formă de litera T răcit bilateral; f - nod în formă de litera T răcit de la exterior; g - nod în formă de litera T răcit din trei părţi.

b) Răcitori exteriori. Se execută din materiale cu conductivitate termică mare, fontă, oţel, avînd configuraţia corespunzătoare nodului termic care trebuie răcit. Datorită coeficientului mare de acumulare a căldurii a răcitorilor, nodurile termice se solidifică înaintea pereţilor învecinaţi şi în acest fel golul de retasură se poate alimenta cu oţel lichid.



Fig.4.36. Diferite tipuri de răcitori interiori:
a-bară sprijinită pe cuie; b-cuie c-spirală de sîrmă; d-bară fixată; e-spiral fixat cu un cui

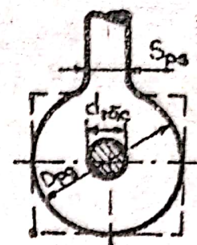


Fig.4.37. Schemă pentru calculul răcitorului interior

Tabelul 4.19

DIMENSIUNILE RACITORILOR INTERIORI PENTRU PIESE DIN OTEL AVIND PARTEA INTERIOARA CILINDRICA SAU PATRATA

Dimensiuni	Raport D_{pg}/S_{ps}	Grosimea părții superioare subțiri a piesei turnate S_{ps}, mm								
		20	30	40	50	60	80	100	150	200
Diametrul sau latura patratului porțiunii inferioare a piesei turnate D_{pg}, m.m.	2.0	40	60	80	100	120	160	200	300	400
	2.5	50	75	100	125	150	200	250	375	500
	3.0	60	90	120	150	180	240	300	450	—
Diametrul racitorului, $d_{răc}$ mm – cînd nu există supraîncălzire	2.0	3.0	8.5	9.5	11.0	17.0	24.0	26.0	37.0	50.0
	2.5	11.0	16.0	22.0	27.0	31.0	42.0	52.0	78.0	109.0
	3.0	16.0	25.5	32.5	41.0	47.0	68.0	84.0	120	—
– la o supraincălzire de 50°c	2.0	4.6	9.5	12.0	14.0	19.0	26.0	30.0	48.0	60.0
	2.5	12.5	19.0	26.0	32.0	38.0	50.0	61.0	92.0	127.0
	3.0	18.8	31.0	38.0	47.0	58.0	78.0	98.0	140.0	—

Nodurile termice tipice, răcite cu ajutorul răcitorilor se prezintă în figura 4.38. Dimensiunile acestor răcitori se prezintă în tabelul 4.20. Dacă nodurile termice au lungimi mari este necesară aşezarea unui număr mai mare de răcitori la diferite intervale, tabelul 4.21.

4.19. Să se determine dacă un răcitor interior cu masa de 1 kg poate elimina un nod termic cu masa 10 kg la turnarea unei piese din oţel cunoscîndu-se:

- căldura latentă de solidificare, $L = 267950$ J/kg;
- căldura specifică a oţelului, $c_p = 750$ J/kgK;
- temperatura de turnare, $t_t = 1600^oC$;
- temperatura de solidificare, $t_s = 1480^oC$;
- căldura masică a răcitorului, $c_r = 620$ J/kgK;
- temperatura răcitorului, $t_r = 1480^oC$;
- temperatura iniţială a răcitorului, $t_o = 20^oC$.

Rezolvare:

Masa răcitorului se calculează în aşa fel încît să poată absorbi căldura de supraîncălzire şi căldura latentă de solidificare a oţelului din nodul termic. Răcitorul se încălzeşte pînă la temperatura de topire fiind resorbit în materialul piesei.

Masa răcitorului se determină cu relaţia:

$$m_r\, c_r\, (t_r - t_o) = \Delta m \left[L + c_p\, (t_t - t_s)\right],$$

unde: Δm - masa nodului termic, în kg.

$$m_r = \frac{\Delta m \left[L + c_p\, (t_t - t_s)\right]}{c_r\, (t_r - t_o)} =$$

$$= \frac{10 \left[267950 + 750\, (1600-1480)\right]}{620 \cdot (1480-20)} = 3{,}95 \text{ kg}.$$

Deci răcitorul cu masa de 1 kg nu poate determina rezolvarea unui nod termic cu masa de 10 kg.

x

x x

4.20. Să se calculeze grosimea unui răcitor exterior din oţel de formă paralelipipedică folosit pentru eliminarea unui nod termic cu grosimea suplimentară a peretelui $\Delta S = 25$ mm. Se cunosc:

TABELUL 4.20

DIMENSIUNILE RACITORILOR PENTRU PIESE DIN OTEL

Felul locului care trebuie răcit	Dimens. locului care trebuie răcit, mm		Dimensiunile răcitorului, mm		
	a	b	g	s	m
Flanse Talpă in consolă	De la 40	–	0.5...0.6 a	–	–
	Pînă la 40	–	0.6...0.8 a	–	–
Bosaj	De la 40	–	0.6...0.8 a	–	–
	Pînă la 40	–	0.8...1.0 a	–	–
Nod cu unghi drept	De la 25	De la 25	–	0.5...0.8 d	–
	Pînă la 25	Pînă la 25	–	0.5...0.8 d	–
	De la 25	Pînă la 25	–	0.4...0.6 d	–
Nod in formă de T răcit cu doi răcitori	De la 20	Pînă la 20	–	0.5...0.6 d	–
	De la 20	De la 20	–	0.3...0.4 d	–
	Pînă la 20	Pînă la 20	–	0.5...0.6 d	–
	Pînă la 20	De la 20	–	0.3...0.5 d	–
Nod in formă de T răcit cu un răcitor.	De la 20	Pînă la 20	0.5...0.6 a	–	2,5...3 b
	De la 20	De la 20	0.5...0.6 a	–	2.0...2,5 b
	Pînă la 20	Pînă la 20	0.6...0.8 a	–	2,5...3,0 b
	Pînă la 20	De la 20	0.6...0.8 a	–	2.0...2.5 b
Nod in formă de T răcit cu trei răcitori	De la 20	Pînă la 20	0.4...0.5 a	0.4...0.5 d	2.5...3.0 b
	De la 20	De la 20	0.4...0.5 a	0.3...0.4 d	2.0...2.5 b
	Pînă la 20	Pînă la 20	0.4...0.6 a	0.4...0.5 d	2.5...3.0 b
	Pînă la 20	De la 20	0.5...0.6 a	0.3...0.4 d	2.0...2.5 b

TABELUL 4.21

DIMENSIUNILE RACITORILOR EXTERIORI SI INTERVALELE DINTRE EI

Tipul răcitorilor	Dimensiuni, mm	Lungimea răcitorilor, mm	Intervalul intre răcitori, mm
Cilindrice	Diametrul < 25	100...150	15...20
	Diametrul 25...45	100...200	20...30
Plane	Grosimea 10	100...150	6...10
	Grosimea 10...25	150...200	10...20
	Grosimea > 25	200...300	20...30

- căldura latentă de solidificare a oţelului, L = 267950 J/kgK;
- căldura masică a aliajului, c_p = 750 J/kgK;
- căldura masică a răcitorului, c_r = 680 J/kgK;
- densitatea oţelului lichid, ρ_l = 7000 kg/m^3;
- densitatea răcitorului exterior, ρ_r = 7500 kg/m^3;
- temperatura de turnare, t_t = 1600°C;
- temperatura de solidificare, t_s = 1480°C.

Rezolvare:

Răcitorul exterior preia căldura de supraîncălzire şi căldura de solidificare a grosimii suplimentare a nodului termic faţă de pereţii învecinaţi. Răcitorul preia această căldură prin conductivitate şi de aceea temperatura lui nu trebuie să depăşească temperatura de 700°C deoarece conductivitatea scade cu creşterea temperaturii.

Grosimea răcitorului pentru unitatea de suprafaţă se calculează cu relaţia:

$$x_r \, c_r \, \rho_r \, t_r = \rho_l \left[L + c_p \, (t_t - t_s) \right] \cdot \Delta s \, .$$

$$x_r = \frac{\rho_l \left[L + c_p \, (t_t - t_s) \right]}{c_r \, \rho_r \cdot t_r} =$$

$$= \frac{7000 \left[267950 + 680 \, (1600 - 1480) \right]}{680 \cdot 7800 \cdot 700} \cdot 25 =$$

$$= 0{,}66 \cdot 25 = 16{,}5 \text{ mm} \, .$$

In practică grosimea răcitorului se poate calcula simplificat cu relaţia: $x_r = (0{,}65 \ldots 1{,}0) \, \Delta s$.

$x_r = 0{,}75 \times 25 \simeq 19$ mm, valoare apropiată de cea calculată teoretic.

CAPITOLUL 5

LUCRARI DE LABORATOR

LUCRAREA NR. 5.1.

DIMENSIONAREA CUPTORULUI ELECTRIC CU ARC

Dimensionarea cuptorului electric cu arc se face după aceleaşi criterii de bază atît pentru cele bazice cît şi pentru cele acide, capacitatea cuptorului P, fiind elementul de bază al dimensionării.

In turnătorii cele mai folosite cuptoare electrice cu arc sînt cele cu capacitatea P = 1 ; 1,5 ; 3 ; 3,5 ; 5 ; 8 ; 10 t.

In continuare se va prezenta un exemplu de calcul pentru un cuptor cu capacitatea P = 5 t şi căptuşeală bazică.

5.1. Dimensionarea vetrei

In figura 5.1.1. se prezintă profilul interior al cuptorului electric cu arc şi dimensiunile principale.

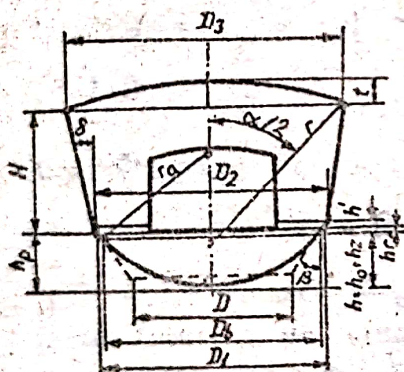


Fig. 5.1.1. Schiţa profilului interior al cuptorului electric cu arc

Volumul ocupat de baia metalică este o calotă sferică cu raza r_o, a cărei bază corespunde suprafeţei băii metalice cu diametrul D_o. Inălţimea calotei h_o, corespunde înălţimii băii metalice.

Considerînd că greutatea specifică a oţelului în stare lichidă este egală cu 6900 kg/m³ (6900 - 7100 kg/m³) şi că masa oţelului este egală cu capacitatea cuptorului P, volumul calotei sferice ocupat de baia de oţel va fi

$$V_o = \frac{P}{6,9} = 0,145\ P\ [m^3]\ . \qquad (5.1.1)$$

$$V_o = \frac{1}{6}\pi h_o\left(\frac{3}{4}D_o^2 + h_o^2\right)\ [m^3]. \qquad (5.1.2)$$

In condiţiile practice se adoptă între diametrul băii de oţel D_o şi înălţimea ei h_o, următorul raport :

$$\frac{D_o}{h_o} = 4,5 \div 5,o . \qquad (5.1.3)$$

Se alege:

$$\frac{D_o}{h_o} = 4,7 ;$$

In baza relaţiilor (5.1.1), (5.1.2) şi (5.1.3) se determină D_o şi h_o :

$$V_o = o,145 \times 5 = o,725 \ m^3,$$

$$o,725 = \frac{1}{6} \pi h_o (\frac{3}{4} D_o^2 + h_o^2) .$$

$$D_o = 4,7 \ h_o \ ; \Rightarrow h_o = o,429 \ m .$$

$$D_o = 4,7 \ h_o = 4,7 . o,429 = 2, o16 \ m. .$$

In cazul în care profilul interior al vetrei se asimilează cu un troncon cu diametrul mic D (linia punctată) volumul ocupat de baia de oţel se calculează cu următoarele relaţii:

$$V_o = \frac{\pi h_o}{12} (D_o^2 + D_o D + D^2) \quad [m^3]; \qquad (5.1.4)$$

$$V_o = o,145 \ P \quad [m^3] ; \qquad (5.1.5)$$

$$D = D_o - 2h_o \ tg \beta , \qquad (5.1.6)$$

unde: β - unghiul de înclinare a vetrei: $\beta = 45^o$.

In acest caz se recomandă ca $D_o/h_o \geqslant 5$.

Volumul ocupat de zgură se asimilează cu volumul unui troncon cu diametrul mic D_o, diametrul mare D_b (diametrul băii) şi înălţimea h_{zg} (înălţimea stratului de gzură):

$$V_{zg} = \frac{\pi h_{zg}}{12} (D_b^2 + D_b . D_o + D_o^2) \quad [m^3] . \qquad (5.1.7)$$

$$D_b = D_o + 2h_{zg} \ tg \beta . \qquad (5.1.8)$$

Volumul ocupat de zgură se adoptă ca fiind:

$$V_{zg} = (o,15 \div o,2o) \ V_o = (o,o22 ... o,o29) P . \qquad (5.1.9)$$

Din relaţiile (5.1.7), (5.1.8), (5.1.9) determinăm V_{zg}, h_{zg} D_b:

$$h_{zg} = \frac{D_b - D_o}{2 \ tg} ; \qquad \beta = 45^o \Rightarrow tg \beta = 1;$$

$$h_{zg} = \frac{D_b - D_o}{2} .$$

Alegem: $V_{zg} = 0{,}17\ V_o$;

$V_{zg} = 0{,}123\ m^3$.

$$0{,}123 = \frac{\pi}{12}\ \frac{D_b - D_o}{2}\ (D_b^2 + D_b \cdot D_o + D_o^2),$$

$$0{,}123 = \frac{\pi}{24}(D_b^3 - D_b^2 D_o + D_b \cdot D_o^2 - D_o D_b^2 - D_o^2 D_b - D_o^3),$$

$$0{,}123 = \frac{\pi}{24}\ (D_b^3 - D_o^3),$$

$D_b^3 - D_o^3 = 0{,}940$; $D_b = 2{,}090$ m .

$h_{zg} = 0{,}037$ m .

Adîncimea băii este dată de relaţia:

$h = h_o + h_{zg} \Rightarrow h = 0{,}466$ m .

Pentru calculul diametrului D_1 în planul pragului se admite că spaţiul de rezervă are înălţimea h_r şi volumul:

$$V_r = (0{,}08 \div 0{,}12)\ V_o\ . \qquad (5.1.10)$$

$$V_r = \frac{\pi h_r}{12}\ (D_1^2 + D_1 D_b + D_b^2)\ \ [m^3]\ ; \qquad (5.1.11)$$

$$D_1 = D_b + 2h_r \operatorname{tg} \beta\ . \qquad (5.1.12)$$

Din relaţiile (5.1.10), (5.1.11, (5.1.12) se determină D_1, h_r, V_r:

$V_r = 0{,}10 \cdot V_o = 0{,}0725\ m^3$.

$\beta = 45^o \Rightarrow h_r = \frac{D_1 - D_b}{2}$

$$0{,}0725 = \frac{\pi}{12} \cdot \frac{D_1 - D_b}{2}\ (D_1^2 + D_1\ D_b + D_b^2)\ [m^3],$$

$D_1^3 - D_b^3 = 0{,}554$; $D_1 = 2{,}130$ m ; $h_r = 0{,}020$ m .

Pentru a se determina diametrul D_2 la baza pereţilor se admite o înălţime deasupra pragului : $h' = 50 \div 100$ mm necesară pentru a se feri baza pereţilor de spumarea zgurii:

$$D_2 = D_1 + 2h' \operatorname{tg} \beta\ \ [m]\ . \qquad (5.1.13)$$

Alegem : $h' = 0{,}070$ m .

$D_2 = 2{,}130 + 0{,}070 = 2{,}200$ m .

Verificarea dimensiunilor principale ale vetrei se face folosind relaţia care ne dă valoarea suprafeţei specifice :

$$\varepsilon = \frac{S}{P} = \frac{\pi D_b^2}{4P} \quad ; \quad D_b' = \sqrt{\frac{4P\varepsilon}{\pi}} \; .$$

Valorile uzuale ale suprafeţei specifice ε la cuptoarele electrice cu arc se prezintă în figura 5.1.2

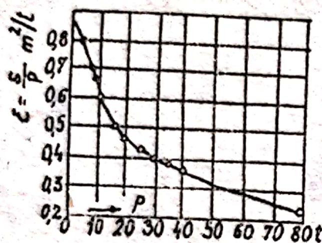


Fig.5.1.2. Variaţia suprafeţei specifice cu capacitatea cuptorului

Putem avea următoarele situaţii :

a) $D_b > D_b'$ suprafaţa băii este mare şi adîncimea mică, deci procesele de afinare şi dezoxidare prin difuziune au loc cu viteză mare.

b) $D_b < D_b'$ suprafaţa băii este mică adîncimea mare, procesul de topire durează puţin, reacţiile avînd loc cu viteză mică. Pentru a le intensifica sînt necesare o serie de măsuri tehnologice (utilizarea oxigenului, amestecare electromagnetică);

c) $D_b << D_b'$ măsurile tehnologice utilizate pentru intensificarea procesului nu mai sînt eficiente. Oţelul elaborat este de calitate inferioară.

Pentru capacitatea cuptorului, $P = 5$ t $\Rightarrow$ $\varepsilon = 0,78$.

$$D_b' = \sqrt{\frac{4 \cdot 0,78 \cdot 5}{\pi}} \; , \Rightarrow D_b' = 2,229 \text{ m} .$$

$\Rightarrow$ $D_b < D_b'$ deci ne găsim în cazul b.

2. Dimensionarea spaţiului de deasupra vetrei

Dimensionarea acestei zone a cuptorului se face cu scopul de a determina diametrul cercului pe care se găsesc electrozi.

Electrozii se amplasează cu centrele pe un cerc la 120° şi deplasaţi cu 30° faţă de direcţia uşă-orificiu de evacuare, pentru a nu deranja deservirea cuptorului şi urmărirea mersului elaborării.

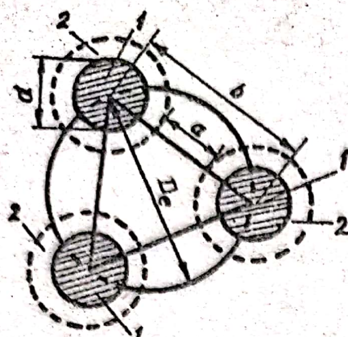


Fig 5.1.3 Plasarea electrozilor la cuptorul electric cu arc: 1.electrozi; 2.perimetrul capetelor de prindere

Diametrul cercului electrozilor se determină în funcţie de diametrul electrodului d şi distanţa dintre doi electrozi, aşezaţi în vîrfurile unui triunghi echilateral, b, fig. 5.1.3.

$$D_e = \frac{2b}{\sqrt{3}} \ [mm], \qquad (5.1.15)$$

$$b = 2d + a, \qquad (5.1.16)$$

unde : a- distanţa dintre capetele de prindere;

a = 200÷ 400 mm .

$$D = \frac{2(2d + a)}{\sqrt{3}} \ [mm] .$$

Utilizăm electrozi cu diametrul d = 300 mm .
Alegem: a = 230 mm .

$$D_e = \frac{2(2.300 + 230)}{\sqrt{3}} = 960 \text{ mm} .$$

Diametrul mediu interior al pereţilor se calculează cu următoarea relaţie:

$$D_{im} = \frac{D_2 + D_3}{2} = k.D_e \ [m], \qquad (5.1.17)$$

unde: k - constantă cu valorile : 2,0-2,5 pentru cuptoare mici;
2,5-3,0 pentru cuptoare mari;

D_2 - diametrul la partea de sus a cuptorului:

$$D_3 = 2\,D_{im} - D_2 \quad [m] .$$

$$D_{im} = 2,47.960 = 2400 \text{ mm} .$$

$$D_3 = 2.2,4 - 2,200 = 2,6 \text{ m} .$$

Pentru calculul diametrului mantalei cilindrice folosim relaţia:

$$D_m = D_3 - 2e_3 ,$$

unde : e_3 - grosimea peretelui la partea superioară,

e_3 = 350 ÷ 450 mm .

$$D_m = 2,6 + 2.0,4 = 3,4 \text{ m} .$$

Inălţimea spaţiului de lucru H, se determină cu relaţia:

$$H = (0,32-0,40)\ D_m \quad ; \quad H = 0,35.3,4 = 1,19 \text{ m} .$$

Inălţimea spaţiului de lucru determinată, trebuie să verifice condiţia:

$$\frac{H}{h} + h_r \geqslant 2,1 . \qquad (5.1.19)$$

$$\frac{1,19}{0,466} + 0,02 = 2,57 > 2,1 .$$

Unghiul de înclinare (δ) al pereţilor se determină cu relaţia:

$$tg\,\delta = \frac{D_3 - D_2}{2H} .$$

Valoarea $tg\,\delta$ trebuie să fie cuprinsă între limitele 0,1-0,2.

$$tg\,\delta = \frac{2,6 - 2,2}{2.1,19} = 0,168 ,$$

$$\delta = 6^\circ .$$

3. Dimensionarea bolţii

Pentru zidirea bolţii se determină valoarea corespunzătoare săgeţii bolţii "t " şi razei " r" a curburii zidăriei.

Dimensionarea se face în funcţie de diametrul mantalei care corespunde aproximativ deschiderii bolţii:

$$t = (0,10 \ldots 0,20)\ D_m ; \qquad (5.1.20)$$

$$r = \frac{D_m}{2 \sin\alpha} , \qquad (5.1.21)$$

unde $\alpha = 30 \div 35^0$; alegem $\alpha = 30^0$.

$$t = 0,10 \cdot 3,4 = 0,34 \text{ m} .$$

$$r = \frac{3,4}{2 \cdot \frac{1}{2}} = 3,4 \text{ m} .$$

Pentru cuptoare cu capacitatea sub 10 t grosimea bolţii este de 230 mm.

LUCRAREA NR. 5.2.

TEHNOLOGIA ELABORARII OTELURILOR IN CUPTOARE ELECTRICE CU INDUCTIE

1. Consideraţii teoretice

Pentru elaborarea oţelurilor se folosesc două tipuri de cuptoare cu inducţie:

- fără miez (cu creuzet);
- cu miez (cu canal deschis sau închis).

Avantajele utilizării cuptorului cu inducţie faţă de cuptorul electric cu arc constau în următoarele:

- productivitate ridicată a cuptorului;
- încălzire uniformă a băii metalice;
- poate fi pus şi scos din funcţiune cu uşurinţă;
- realizarea unei mişcări a băii metalice, care asigură o omogenizare a compoziţiei chimice şi o uniformizare a temperaturii;
- reglarea puterii se face simplu, iar condiţiile de exploatare sînt uşoare.

Dezavantajele cuptorului cu inducţie constau în următoarele:

- o temperatură scăzută a zgurii ceea ce îngreuiază operaţia de îndepărtare a acesteia şi face imposibile reacţiile dintre oţelul lichid şi zgură;
- căptuşeala bazică necesară la elaborarea oţelurilor manganoase este puţin rezistentă;
- costul ridicat al cuptorului şi instalaţiilor aferente,

Cele mai utilizate cuptoare cu inducţiei în turnătoriile de oţel sînt cele fără miez.

Cuptorul cu inducţie fără miez constă dintr-un creuzet din materiale refractare, înconjurat de o ţeavă de cupru răcită cu apă. Teava de cupru formează inductorul.

Din punct de vedere electric, cuptorul funcţionează ca un transformator, primarul transformatorului fiind serpentina din cupru, în timp ce secundarul este oţelul din creuzet (indusul).

Inductorul este alimentat cu curent alternativ şi creează în jurul său un cîmp electromagnetic variabil care induce în materialul metalic din creuzet curenţi turbionari, Foucault,

care încălzesc metalul şi-l topesc.

Cuptorul cu inducţie este indicat numai pentru elaborarea oţelurilor aliate.

2. Instalaţia experimentală

Experimentările se vor face într-un cuptor cu inducţie fără miez cu o capacitate de 75 kg.

In fig.5.2.1 se prezintă cuptorul cu inducţie şi părţile sale componente iar în fig.5.2.2 schema bloc a instalaţiei de topire cu inducţie.

Caracteristicile principale ale cuptorului cu inducţie sînt următoarele:

- frecvenţa de lucru 8000 Hz;
- putere nominală 100 kW;
- durata relativă de serviciu 100% (regim continuu);
- timp de topire mediu 45 min.pentru şarja de oţel carbon cu 0,45%C;
- tensiune de alimentare de la reţea 3x380 V;
- frecvenţa reţelei 50 Hz;
- curent 24 A;
- puterea pulsată de la reţea cca 125 kW trifazic + cca 1 kW monofazic;
- tensiunea nominală de medie frecvenţă 750 V;
- curent nominal de MF 180 A;
- factor de putere optim de MF capacitiv 0,9;
- curent maxim de excitaţie cca 20 A;
- convertizor vertical, foarte silenţios răcit cu apă;
- baterie de condensatoare de MF cca 3000 kWAr din care cca 800 kWAr
- condensatoare răcite cu apă;
- controlul apei de răcire cu avertizare de presiune şi temperatură;
- basculare hidraulică la cca 100°;
- diametrul interior al inductorului 290 mm;
- lungimea inductorului 462 mm;
- numărul de spire 8x3/4;
- conectoare prin cuţite răcite cu apă;

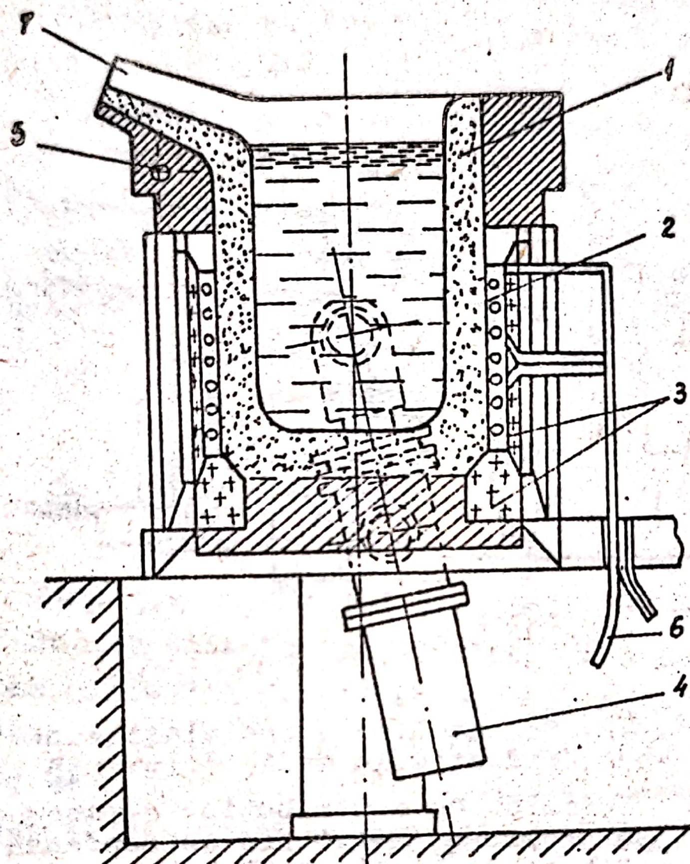


Fig.5.2.1. Cuptor electric cu inducţie, cu creuzet

1-creuzet; 2-înfăşurarea primară; 3-ecran magnetic; 4-cilindru hidraulic; 5-axul de basculare; 6-cabluri flexibile; 7-jgheab de évacuare

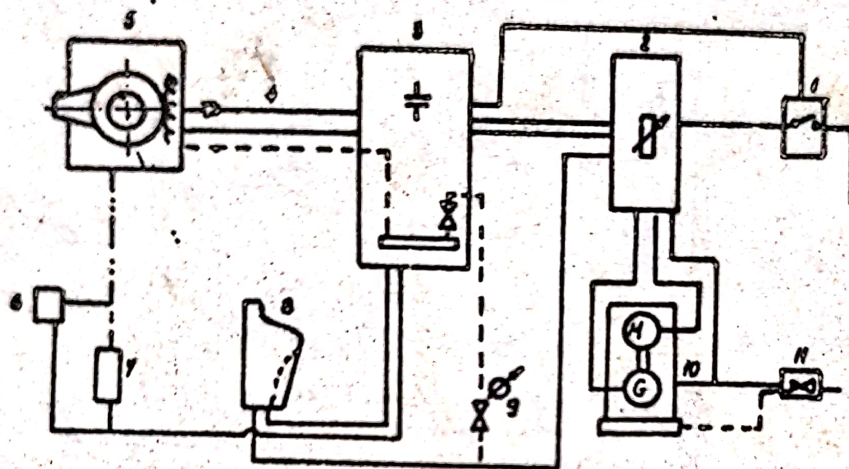


Fig.5.2.2. Schema bloc a instalaţiei de topire cu inducţie la medie frecvenţă

1-tablou de distribuţie; 2-panou comandă şi reglare; 3-baterie de condensatoare; 4-bare de legătură MF; 5-cuptor de topire; 6-pupitru comandă-basculare; 7-grup hidraulic; 8-pupitru comandă-supraveghere; 9-alimentator apă; 10-convertizor rotativ; 11-grup răcire convertizor

circuit electric
circuit de răcire
circuit hidraulic

3. Modul de lucru

Se elaborează o şarjă de oţel refractar T2oSNC 25o, cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,25% ; Si = 1,5 - 2,5%; Mn = 1,5%; Cr = 23- 27 %; Ni = 18 - 21%, S = 0,030%; P = 0,040%

Căptuşeala cuptorului este acidă fiind realizată din cuarţită, ca liant folosindu-se acidul boric 1,8 - 2o kg.

Compoziţia chimică a cuarţitei folosite este următoarea SiO_2 - min 98%; Fe_2O_3 - max 0,6%; Al_2O_3 - max 0,8%, KO - max 0,3% oxizi Na_2O, K_2O - max 0,3%.

Pentru o ştampare bună se utilizează cuarţită cu mai multe compoziţii granulometrice :

- făină de cuarţită 26 kg;
- 0 - 0,5 mm , 2o kg ;
- 0,5 - 1,0 mm , 2o kg ;
- 1,0 - 2,0mm, 2o kg ;
- 2,0 - 4,0 mm 14 kg .

Execuţia căptuşelei cuptorului începe cu ştamparea fundului în straturi de cîte 5o mm (în total 2oo mm) pe care se aşează un şablon cilindric din tablă de oţel cu grosimea de 4-8 mm. Şablonul este prevăzut cu orificii cu diametrul de 2...3 mm la distanţă de 5o mm pentru a permite eliminarea vaporilor de apă proveniţi din umezeala remanentă a căptuşelii şi din apa de constituţie a cristalelor de acid boric.

In jurul şablonului se bate peretele creutetului cu o grosime de 13o mm in partea de jos şi 9o mm în partea de sus.

După terminarea ştampării se începe operaţia de sinterizare. Sinterizarea se poate face după următoarea diagramă

- 1 h pînă la 9o°C ;
- 2 h pînă la 21o°C în 3 trepte;
- 2 h pînă la 6oo°C în 3 trepte;
- 2 h pînă la 9oo°C în 3 trepte;
- 1/2 h pentru supraîncălzirea fontei .

La elaborarea oţelurilor înalt aliate încărcătura metalică trebuie să fie curată, fierul vechi neruginit, fără P şi S.

Incărcătura pentru o şarjă de 7o kg este alcătuită din fier vechi curat 14,7 kg, deşeuri din oţel aliat cu o compoziţie cît mai apropiată de a oţelului elaborat 21 kg, nichel electrolitic, ferocrom, ferosiliciu 75 , feromangan afînat 92.

3.1. Calculul încărcăturii

Calculul încărcături şi bilanţul de materiale se fac pentru 1oo kg.

Cantiatea de elemente necesare pentru elaborarea a 1oo kg oţel este următoarea :

$$- \langle \% C \rangle = \frac{[\% C]\ final}{1oo - a_c} \cdot 1oo\ [kg\ C / 1oo\ kg],$$

unde: [% C] final – conţinutul de carbon al mărcii de oţel care se elaborează ;

a_c – arderea carbonului, 5-1o%.

Valorile superioare corespund oţelurilor slab aliate şi nealitate, iar cele inferioare oţelurilor aliate.

$$- \langle \% Mn \rangle = \frac{[\% Mn]\ final}{1oo - a_{Mn}} \cdot 1oo,\quad [kg\ Mn/1oo\ kg]$$

unde: a_{Mn} = 1o – 2o% .

$$- \langle \% Si \rangle = \frac{[\% Si]\ final}{1oo - a_{Si}} \cdot 1oo,\quad [kg\ Si/1oo\ kg]$$

unde: a_{Si} = 1o– 2o% .

$$- \langle \% Cr \rangle = \frac{[\% Cr]\ final}{1oo - a_{Cr}} \cdot 1oo,\ [kg Cr/1oo\ kg]$$

unde: a_{Cr} = 7 – 17 % pentru oţelurile cu 6 – 27 % Cr .
Pentru oţelurile cu mai puţin de 5% Cr se adoptă a_{Cr} = 3-5 %.

$$- \langle \% Ni \rangle = \frac{[\% Ni]\ final}{1oo - a_{Ni}} \cdot 1oo,\quad [kg\ Ni/1oo\ kg.]$$

unde: a_{Ni} – neglijabilă.

Cantitatea de elemente adusă de încărcătura metalică este :

$$\langle \% C' \rangle = \frac{x}{1oo} \langle \% C \rangle_{fe.v} + \frac{y}{1oo} \langle \% C \rangle_{deşeuri},\ [kg/1oo\ kg]$$

$$\langle \% Mn' \rangle = \frac{x}{1oo} \langle \% Mn \rangle_{fe.v} + \frac{y}{1oo} \langle \% Mn \rangle_{deşeuri},\ [kg/1oo\ kg]$$

$$\langle \% Si' \rangle = \frac{x}{1oo} \langle \% Si \rangle_{fe.v} + \frac{y}{1oo} \langle \% Si \rangle_{deşeuri},\ [kg/1oo\ kg]$$

$$\langle \% Cr' \rangle = \frac{y}{1oo} \langle \% Cr \rangle_{deşeuri},\quad [kg/1oo\ kg]$$

$$\langle \% Ni' \rangle = \frac{y}{1oo} \langle \% Ni \rangle_{deşeuri},\quad [kg/1oo\ kg]$$

$$\langle \% P' \rangle = \frac{x}{1oo} \langle \% P \rangle_{fe.v.} + \frac{y}{1oo} \langle \% P \rangle_{deşeuri},\ [kg/1oo\ kg]$$

equal /i:kwəl/ - egal, a egala
liniştit
equally /i:kwəli/ - egal, la fel
escape /is'keip/ - scapare, evadare
fugă, scurgere, ieşire
a scăpa, a fugi, a nu-şi aduce
~~aminte~~ omite
price /prais/ - preţ, sacrificiu, valoare
a evalua
what ~ - cât costă? ce preţ are
cum se poate obţine?
every man has his ~~pre~~ price - cu
bani cumperi pe oricine
exclude /iks'klu:d/ - a exclude, a nu
excel /ik'sel/ - a depăşi, a excela primi
except /ik'sept/ - a excepta, fără,
a omite
~ for - în afară de
~ that, doar că, afară
exception /ik'sepʃn/ - excepţie,
obiecţie
excepting /ik'septiŋ/ - cu excepţia
exceptional /ik'sepʃənl/ - exceptional
has /hæz, əz, həz/ - pers. de la have
his /hiz/ - lui, său, sa, săi, sale
al lui, a lui, ai lui, ale lui.

Нв. 2238 (220)

$$- \langle \% \ S' \rangle = \frac{x}{100} \langle \% S \rangle_{fe.v} + \frac{y}{100} \langle \% S \rangle_{deseuri} \ [kg/100\ kg]$$

unde: x,y – cantitatea de fier vechi şi respectiv deşeuri, pentru 100 kg încărcătură.

3.1.1. Calculul cantităţii de feroaliaje şi de elemente de aliere

Pe baza compoziţiei mărcilor de feroaliaje şi a elementelor de aliere folosite, se calculează cantităţile necesare cu formulele :

$$Q_{feroaliaj} = \frac{\langle \% E \rangle - \langle \% E' \rangle}{\% E_{feroaliaj}} \cdot 100 \ ; \ [kg/100\ kg]$$

$$Q_{el.aliere} = \frac{\langle \% E \rangle - \langle \% E' \rangle}{\% E_{el.aliere}} \cdot 100 \ . \ [kg/100\ kg]$$

Dacă feroaliajele aduc în baia metalică două elemente de aliere sau mai multe, necesarul de feroaliaje se determină din ecuaţiile de bilanţ ale cantităţilor de elemente ce trebuie adăugate.

Considerăm două feroaliaje A şi B care aduc în baia metalică elementele a şi b.

Cantităţile de feroaliaje A şi B necesare pentru a introduce în baie cantităţile q_a şi q_b se determină din ecuaţiile :

$$\begin{cases} q_a = Q_A \cdot \frac{\% a}{100} + Q_B \frac{\% a}{100} \\ q_b = Q_A \cdot \frac{\% b}{100} + Q_B \frac{\% b}{100} \end{cases}$$

3.1.2. Calculul cantităţii de carbon adusă de feroaliaje

Cantitatea de carbon adusă de feroaliaje se determină cu relaţia:

$$Q_c = \sum C_{feroaliaj + el.aliere} = \sum Q_{feroaliaj + el.aliere} \cdot \frac{\% C}{100} \ .$$

Cantiatea de carbon necesară pentru asigurarea carbonului din încărcătură:

$$Q_{c\ nec} = \langle \% C \rangle - \langle \% C' \rangle - Q_c \cdot [kg\ C/100\ kg]$$

Necesarul de carbon se asigură cu ajutorul cocsului petrol care se aruncă peste baia metalică :

$$Q_K = Q_c \text{ nec} \cdot \frac{100}{\% C_{coca}} \cdot \frac{1}{100 - a_c} \cdot 100 \;, \; [kg/100\; kg]$$

$a_c = 0,02\%$.

3.1.3. Calculul cantităţii şi compoziţiei zgurei

Zgura provine :

- din încărcătură :

$(Si)_{ars} = \langle\% Si\rangle - [\% Si], [kg/100\; kg]$

$(Mn)_{ars} = \langle\% Mn\rangle - [\% Mn]. [kg/100\; kg]$

$(Cr)_{ars} = \langle\% Cr\rangle - [\% Cr], [kg/100\; kg]$

$(Fe)_{ars} = 1 - 2kg . \quad [kg/100\; kg]$

Elementele trec în zgură sub forma oxizilor:

$$(SiO_2) = Si_{ars} \frac{M_{SiO_2}}{M_{Si}} \;, \quad [kg/100\; kg]$$

$$(MnO) = Mn_{ars} \cdot \frac{M_{MnO}}{M_{Mn}} \;, \quad [Kg/100\; Kg]$$

$$(Cr_2O_3) = Cr_{ars} \frac{M_{Cr_2O_3}}{M_{Cr}} \;, \quad [kg/100\; kg]$$

$$(FeO) = Fe_{ars} \frac{M_{FeO}}{M_{Fe}} \;, \quad [kg/100\; kg]$$

- din zidărie;

Se consideră că la 100 kg încărcătură se zgurifică 1 kg zidărie. Pe baza compoziţiei zidăriei prezentată la punctul 3 se calculează cantităţile de oxizi care trec în zgură.

Zgurile acide se formează prin topirea unor bucăţi de sticlă care se pun pe încărcătura. Sticlele tehnice sînt din sistemul Na_2O - CaO- SiO_2, în care se găseşte peste ~70% SiO_2

$$Q_{Na_2SiO_3} = 0,7 \ldots 0,8 \quad kg/100\; kg$$

Cantitatea totală de zgură va fi

$$Q_{zgură} = Q_{zg\; înc} + Q_{zg\; zid} + Q_{Na_2SiO_3}$$

3.2. Pregătirea instalaţiei pentru pornire

Se cîntăresc cantităţile necesare de deşeuri, feroaliaje, elemente de aliere.

Se verifică starea creuzetului, a gurii de scurgere, aşezarea corectă în cuţite, mecanismul de basculare şi conectarea corectă a furtunurilor de apă.

Se deschide robinetul principal al instalaţiei de răcire cu apă reglîndu-se debitul de apă.

Se încarcă în cuptor circa 4o kg material. Pe fundul creuzetului se aşează fierul vechi mărunt şi puţin ferosiliciu , apoi deşeurile aliate, nichelul, circa 25% din ferocrom şi apoi bucăţile mari de fier vechi şi deşeuri aliate. Restul bucăţilor mici se încarcă după ce încărcătura s-a mai tasat în urma topirii parţiale.

După verificarea poziţiei butonului de comandă se declanşează întrerupătorul principal şi se verifică prezenţa tensiunilor pe cele trei faze.

3.3. Pornirea instalaţiei, verificarea şi punerea în sarcină

După verificarea prezenţei şi valorilor tensiunilor pe cele trei faze se porneşte motorul. După cca 4o s motorul trece automat pe conectare directă în triunghi . Curentul de mers în gol al motorului convertizorului este de cca 5o A. Reostatul de excitaţie se roteşte complet spre stînga. Se apasă butonul de conectare a excitaţiei iar butonul "blocare" rămîne în poziţia blocat.

In continuare se roteşte spre dreapta reostatul, pînă cînd voltmetrul MF arată 75o V.

Pot apare mai multe situaţii:

- voltmetrul arată 75o V dar ampermetrul şi wattmetrul arată valori mici. In acest caz se reduce excitaţia, prin rotirea reostatului spre stînga, şi se roteşte maneta "acord" cu o treaptă . Manevra se repetă pînă instalaţia debitează 75o V şi 18o A.

- ampermetrul după ce urcă spre 18o A , deconectează releul de supracurent, în timp ce voltmetrul nu poate urca spre 18o A. In acest caz se deconectează excitaţia, se blochează instalaţia şi se scoate din circuit unul din condensatoarele bateriei de condensatori.

3.4. Topirea

Se recomandă pentru topirea încărcăturii metalice următorul regim electric:

- tensiunea la începutul topirii de 65o-75o V şi imediat după formarea băii metalice de 75o V;
- intensitatea curentului de 75 - 12o V fără variaţii aleatoare în cadrul aceleiaşi perioade a şarjei;

- factorul de putere între o,8 - o,97
- puterea indusă la începutul topirii 8o kW , iar după formarea băii loo kW. Pentru încărcătura cu grad mare de compactitate se recomandă puterea indusă 12o kW.

3.5. Dezoxidarea şi corectarea compoziţiei

După ce toată încărcătura metalică s-a topit iar temperatura băii este suficient de ridicată, se îndepărtează zgura şi se dezoxidează prin precipitare cu ferosiliciu. In finalul dezoxidării cu ferosiliciu se adaugă restul de crom şi apoi feromagnanul afînat. Mişcarea de agitare a băii accelerează topirea feroaliajelor.

Dezoxidarea se completează cu aluminiu o,looKg/loo kg.

După dezoxidare se menţine oţelul fără curent, sau curentul este redus la o treime, pînă cînd temperatura corespunde condiţiilor de turnare. In timpul acestei perioade, mişcarea de agitare în plan vertical, este înceată, zgura acoperă bine suprafaţa băii metalice, iar produsele de dezoxidare urcă la suprafaţă ajutate de mişcarea lentă a băii.

3.6. Evacuarea şi turnarea

După îndepărtarea zgurei de la suprafaţa oţelului, se evacuează oţelul în oala de turnare.

Temperatura de evacuare a oţelului trebuie să fie cuprinsă între 16oo-165o°C, iar temperatura de turnare 156o°C. Măsurarea temperaturii în oala de turnare se face cu un termocuplu de imersie.

Durata şarjei este de circa 1 oră.

LUCRAREA NR. 5.3.

POSIBILITATI DE MODIFICARE A INCLUZIUNILOR NEMETALICE IN OTELURILE TURNATE IN PIESE

1. Consideraţii teoretice

Un domeniu important în care se manifestă influenţa redistribuirii elementelor în timpul procesului de schimbare a stării de agregare este cel al segregării impurităţilor la solidificarea dendritică a pieselor din oţel, deoarece oxigenul dizolvat în oţelul lichid poate intra în reacţie cu alte elemente dizolvate.

Scopul procesului de dezoxidare constă în micşorarea conţinutului oxigenului dizolvat în baia metalică, pînă la limitele la care nu mai influenţează negativ proprietăţile oţelului şi eliminarea produselor de dezoxidare formate.

In funcţie de timpul de formare al incluziunilor nemetalice în procesul de dezoxidare-solidificare a oţelului se poate face pentru produsele de dezoxidare următoarea clasificare:

- incluziuni primare, formate imediat după adăugarea dezoxidantului în baia metalică;
- incluziuni secundare, formate în timpul răcirii oţelului pînă la temperatura lichidus;
- incluziuni terţiare formate în timpul răcirii, între temperaturile lichidus şi solidus, în zona bifazică;
- incluziuni formate în timpul răcirii oţelului în domeniul de temperaturi δ şi γ.

La solidificarea oţelului în lingouri sau piese, ca urmare a redistribuirii oxigenului între faza solidă şi faza lichidă, are loc o îmbogăţire locală în oxigen, avînd ca efect depăşirea valorilor de echilibru şi formarea de incluziuni nemetalice.

Acest tip de incluziuni nemetalice este diferit de cele formate în cuptorul de elaborare sau în oala de turnare, incluziunile rămînînd înglobate între ramurile dendritelor. Deoarece aceste incluziuni nu pot fi practic eliminate din oţel, se impune găsirea de soluţii tehnologice care să conducă la obţinerea unor incluziuni nemetalice cu o formă şi o morfologie adecvată destinaţiei mărcii de oţel elaborate.

Procesul de dirijare a compoziţiei, morfologiei şi formei incluziunilor nemetalice din oţeluri poartă denumirea de modifica-

rea incluziunilor nemetalice.

Este necesar de asemenea, ca produsele primare şi secundare de dezoxidare să poată fi eliminate din oţelul lichid pînă la limite foarte scăzute, într-un timp cît mai scurt, lucru posibil dacă se are în vedere procesul de modificare a incluziunilor nemetalice.

Una din posibilităţile de modificare a incluziunilor nemetalice, constă în injectarea în baia de oţel lichid de calciu metalic, pulbere de var, silicocalciu etc.

INJECTIA reprezintă unul din procedeele moderne de tratare a oţelului lichid în oală sau agregatul de elaborare înlocuind diferitele căi de transport a adaosurilor în oţel.

Metalurgia prin injecţie este o aplicaţie logică a condiţiei optime pentru transferul de masă, prin ea realizîndu-se condiţiile corespunzătoare desfăşurării procesului metalurgic.

Eficienţa acestei metode se poate deduce din analiza legii întîi a lui Fick:

$$n_o = \frac{D}{\delta} A \Delta C \quad ,$$

unde: n_o – fluxul de agent injectat;

D – coeficientul de difuzie;

δ – grosimea stratului limită;

A – suprafaţa de contact;

ΔC – gradientul de concentraţie.

Deoarece procesele metalurgice dintr-o baie de oţel se desfăşoară într-un ecart relativ mic de temperatură, coeficientul de difuzie nu se poate modifica spre deosebire de aria de reacţie A.

Suprafaţa de contact poate fi mărită prin pulverizarea adaosurilor solide, procedeul injecţiei conducînd la reacţii mult mai eficiente.

Ca urmare, la injecţia pulberilor în baia de oţel lichid se vor obţine:

- suprafeţe mari de reacţie;
- timp de reacţie mai lung;
- randament mare al adaosurilor;
- efectul de agitare a băii cu avantajele pe care le implică;
- materialele care au presiuni ridicate de vapori pot fi injectate cu bune randamente.

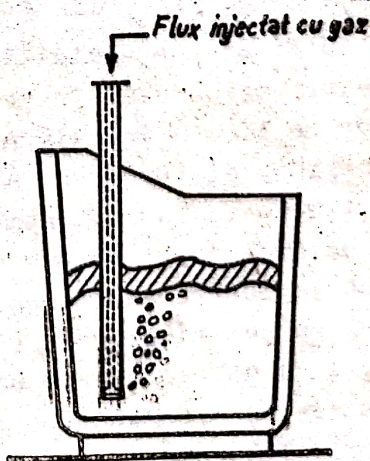


Fig.5.3.1. Schema de injecţie

In general procesul de injectare a pulberilor, figura 5.3.1. poate fi caracterizat prin trei faze distincte:

- contactul particulă-oţel lichid ;
- dispersia particulei ;
- dizolvarea particulei în baia de oţel lichid.

Din punct de vedere termodinamic calciul şi magneziul sînt unii dintre cei mai puternici agenţi care formează oxizi şi sulfuri şi care se utilizează pentru obţinerea unor incluziuni nemetalice cu o formă şi morfologie adecvată.

Efectul calciului ca agent de dezoxidare se manifestă atît prin conţinuturi scăzute de oxigen în baia metalică de oţel cît şi prin modificarea formei incluziunilor nemetalice. Creşteri foarte mici ale conţinutului de calciu dizolvat în oţelul lichid, dezoxidat în prealabil cu aluminiu, modifică incluziunile precipitate la răcire şi solidificare cu formarea unor aluminaţi de calciu, figura 5.3.2 .

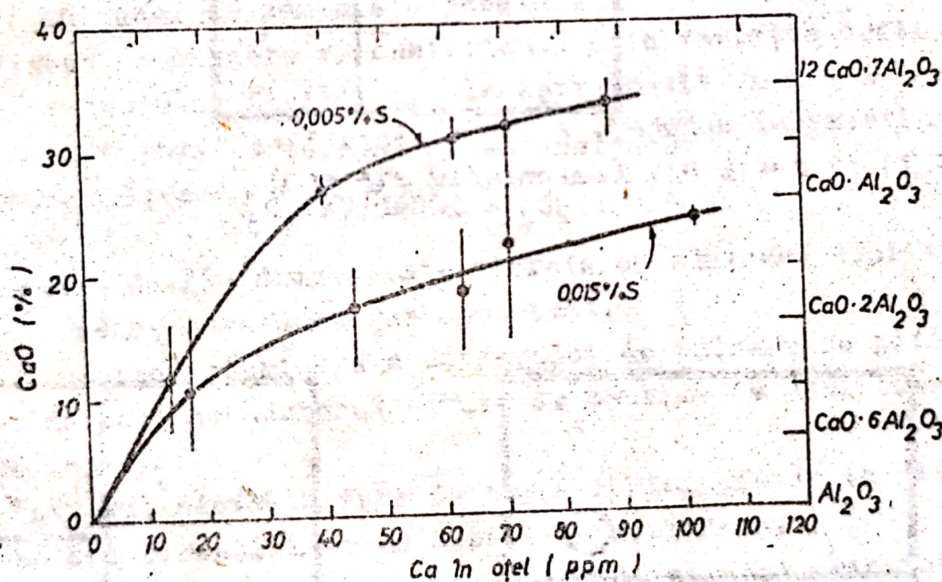
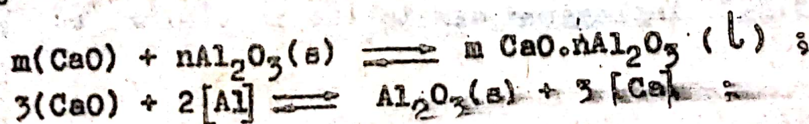


Fig. 5.3.2. Influenţa calciului dizolvat în oţel asupra compoziţiei incluziunilor endogene.

Modificările morfologiei incluziunilor endogene produse prin creşterea conţinutului de calciu în oţeluri tratate cu aluminiu sînt arătate în figura 5.3.3.

Analizele la microsonda electronică a incluziunilor nemetalice din oţel confirmă faptul că procesele se desfăşoară pe baza reacţiilor:



$$m(CaO) + nAl_2O_3(s) \rightleftharpoons m\,CaO.nAl_2O_3\,(l)\;;$$
$$3(CaO) + 2[Al] \rightleftharpoons Al_2O_3(s) + 3[Ca]\;;$$



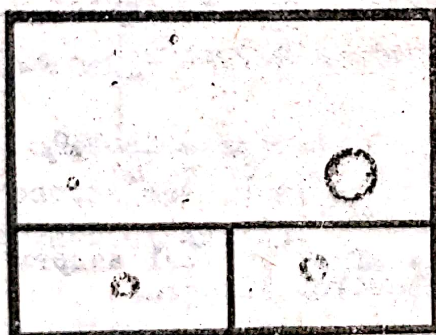
Conţinut de Ca în oţel 14 ppm;
Incluziuni din sistemul:
$CaO.2Al_2O_3 + CaO.6Al_2O_3$



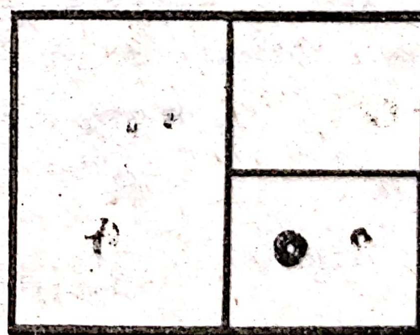
Conţinut de Ca în oţel 4o ppm;
Incluziuni din sistemul:
$CaO.Al_2O_3 + 12CaO.7Al_2O_3$



Conţinut de Ca în oţel 62 ppm;
Incluziuni din sistemul:
$CaO.Al_2O_3 + 12CaO.7Al_2O_3$



Conţinut de Ca în oţel 71 ppm;
Incluziuni din sistemul:
$CaO.Al_2O_3 + 12CaO.7Al_2O_3$

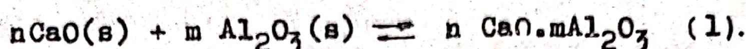


Conţinut de Ca în oţel 88 ppm;
Incluziuni din sistemul:
$12CaO.7Al_2O_3 + CaO\ Al_2O_3$

Fig.5.3.3. Incluziuni nemetalice în oţeluri cu o,oo5% S



$$3(Ca) + Al_2O_3\ (s) \rightleftharpoons CaO(s) + 2\ [Al]$$



$$nCaO(s) + m\ Al_2O_3(s) \rightleftharpoons n\ CaO.mAl_2O_3 \quad (1).$$

2. Instalaţia experimentală.

Instalaţia utilizată este formată din două conteinere, unul avînd rol de cameră de fluidizare, iar celălalt de buncăr pentru pulbere. Cele două sînt legate unul de celălalt printr-o supapă care face posibilă umplerea camerei de fluidizare în timpul injecţiei. Intre conteinere există un tub cu o supapă de egalizare a presiunii.

In interiorul camerei de fluidizare este plasat,în centru, un con de fluidizare care este legat de tubul de transport al amestecului fluidizat. Acesta se continuă afară prin partea superioară a camerei de fluidizare.

Gazul de fluidizare, argonul,este introdus în camera de fluidizare prin orificiul situat în centrul piesei conice. La partea de admisie a gazului există o supapă care împiedică pulberea să curgă în tubul de admisie a gazului.

Viteza de curgere se controlează prin variaţia debitului de curgere a agentului fluidizant. La aproximativ o,5 - 1 l/min, pulberea este păstrată fluidizată fără a ajunce în exterior, în timp ce la debite de 8-10 l/min amestecul fluidizat va fi purtat afară.

Camera de fluidizare este vibrată cu ajutorul unui vibrator cu bile care funcţionează cu aer comprimat.

La partea inferioară a buncărului de pulbere se găseşte un dozator melcat, cu ajutorul căruia se stabileşte cantitatea de pulbere injectată.

Intregul asnamblu care formează instalaţia de injectare este prins pe doi tiranţi într-un suport de susţinere.

Camera de fluidizare este prinsă de tiranţi prin intermediul a două semicoliere, bandajate cu cauciuc zimţat pentru a i se permite vibrarea. Legătura dintre dozator şi camera de fluidizare se face prin intermediul unui tub de cauciuc, din aceleaşi consi - derente.

Instalaţia de injecţie are în componenţă o lance de injecţie confecţionată din materiale refractare.

Pentru elaborarea oţelului se foloseşte cu cuptor cu inducţie cu capacitatea de 100 kg, cu căptuşeală bazică care lucrează la o frecvenţă de 250 Hz şi o putere instalată de 125 Kw.

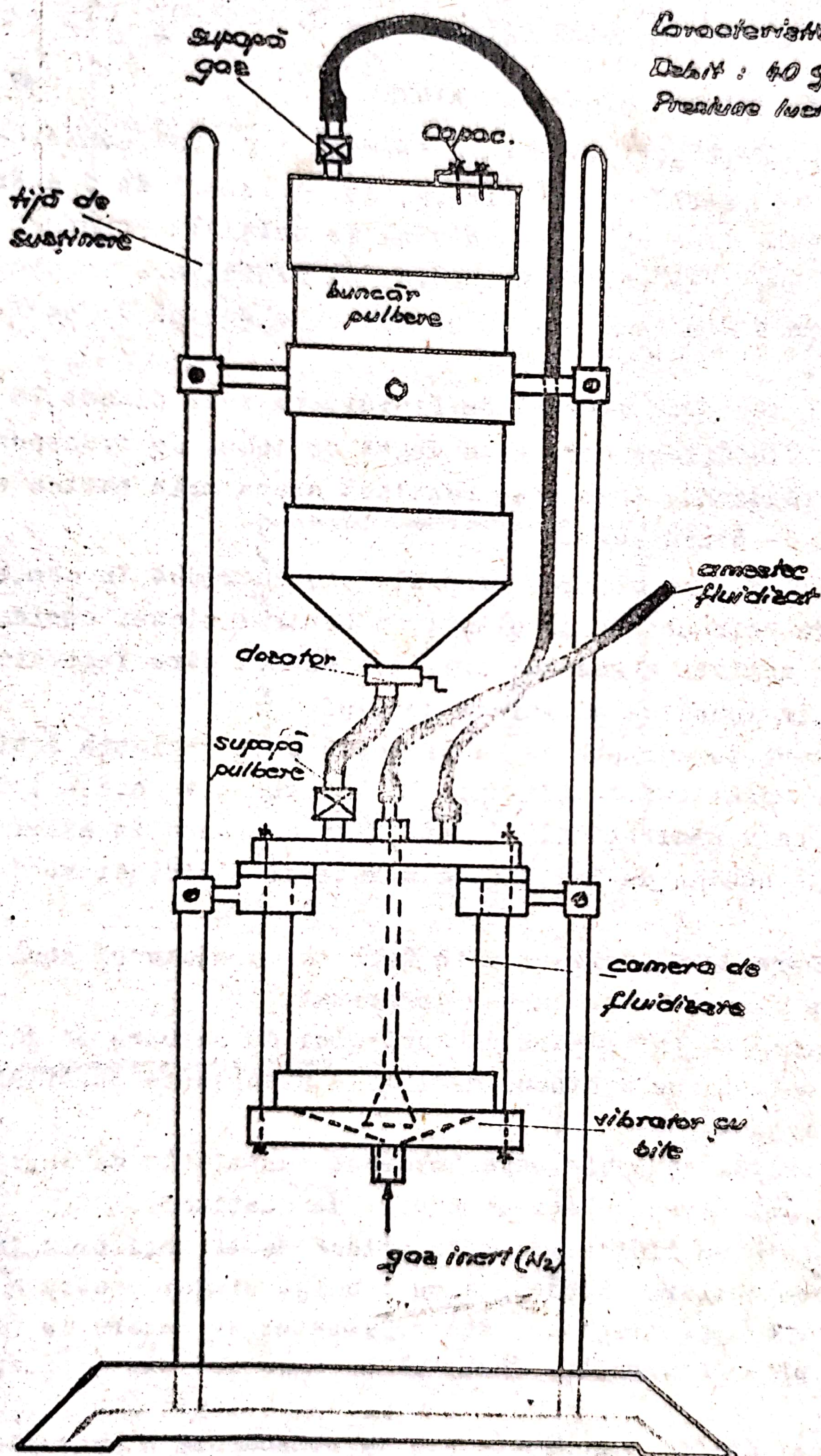


Fig.5.3.4. Instalație experimentală

3. Modul de lucru şi rezultate experimentale

Experimentările se fac pe un oţel dezoxidat în prealabil cu aluminiu, cantitatea de oţel elaborată fiind de 50 kg.

Incercările sînt axate pe utilizarea pulberii de CaO injectate în baia de oţel lichid avînd ca agent purtător argonul.

Se prelucrează probe după cum urmează:

P_0 - înainte de dezoxidare;
P_1 - după dezoxidarea cu aluminiu;
$P_2 \ldots P_6$ probe prelevate după începerea injectării pulberii de CaO la interval de 1 minut.

Probele preluate pe durata experimentării vor fi analizate metalografic şi la microsonda electronică.

Examinarea probelor se va face pe suprafeţe lustruite şi neatacate.

Operaţia de pregătire se va face cu grijă pentru a nu smulge particulele nemetalice în timpul lustruirii.

Se va urmări tendinţa de schimbare a formei incluziunilor nemetalice.

Analizele la microsonda electronică vor urmări repartiţia elementelor în incluziunile nemetalice.

Concluzii

Se vor trage concluzii referitoare la influenţa pulberii de CaO asupra morfologiei incluziunilor nemetalice comparativ cu efectul calciului metalic.

LUCRAREA nr. 5.4.

DESULFURAREA OTELULUI TURNAT IN PIESE IN AFARA AGREGATULUI DE ELABORARE

1. Consideraţii teoretice

Sulful este un element cu o puternică acţiune negativă asupra proprietăţilor oţelului destinat turnării de piese. La turnare sulful măreşte vîscozitatea oţelului, iar la solidificare manifestă o tendinţă spre o segregare puternică. Eutecticul care conţine 30,9% S şi 69,1% Fe, cu punctul de topire 985°C, formează la solidificare pelicule fine în zona cristalelor primare, ceea ce, în cazul unei concentraţii mari de sulf duce la fragilizarea la cald a oţelului şi la apariţia fisurilor. In stare solidă sulful se separă sub formă de incluziuni, influenţa negativă a acestora manifestîndu-se în special asupra plasticităţii oţelului.

Inlăturarea sulfului din oţel se face cu atît mai uşor cu cît capacitatea de asimilare a zgurei este mai mare, adică cu cît este mai mare valoarea coeficientului de repartiţie.

Cea mai des utilizată este desulfurarea cu calciu, adăugat sub formă de CaO, conform reacţiei:



$$[FeS] + (CaO) = (CaS) + (FeO), \qquad (1)$$

cu constanta de echilibru:

$$K_S = \frac{a_{(CaS)} \cdot a_{(FeO)}}{a_{[FeS]} \cdot a_{(CaO)}} \qquad (2)$$

şi raportul de repartiţie al sulfului între zgură şi baia metalică:

$$L_S = \frac{(S)}{[S]} = K_S \frac{(CaO)}{(FeO)} \qquad (3)$$

Se poate afirma că se obţine o bună desulfurare prin utilizarea unei zgure bogate în CaO şi săracă în FeO.

Calciul şi ceriul prezintă cea mai mare capacitate de desulfurare. Deoarece elementele cu afinitate mare faţă de sulf au şi o mare afinitate faţă de oxigen, înaintea desulfurării se

reduce conţinutul de oxigen din oţel, prin introducerea unor dezoxidanţi corespunzători.

Avînd în vedere faptul că posibilităţile de desulfurare a oţelului în agregatul de elaborare sînt limitate şi legate de productivitatea acestuia, cerinţele mereu crescînde faţă de proprietăţile şi puritatea oţelului au dus la dezvoltarea procedeelor de tratare a oţelului în afara cuptorului.

Tehnologia de insuflare a unor reactivi pulverulenţi în oţelul lichid reprezintă cel mai eficient procedeu de tratare a oţelului în afara cuptorului, permiţînd o desulfurare avansată. Această tehnologie permite obţinerea unor conţinuturi foarte scăzute de sulf, sub o,oo5% şi chiar pînă la o,oo2%. Gradele de desulfurare obţinute prin utilizarea amestecului de var şi fluorură sau silicocalciu au fost de min.9o%.

Prin utilizarea unor desulfuranţi pe bază de calciu metalic pe lîngă o desulfurare avansată a oţelului se realizează concomitent şi modificarea incluziunilor nemetalice obţinîndu-se oţeluri cu proprietăţi superioare.

In tabelul 5.1 se prezintă compoziţia şi consumul de agent desulfurant în vederea obţinerii unor grade de desulfurare de ≃ 9o%.

Tabelul 5.1.

Compoziţia şi consumul de agent desulfurant

Reactiv	Compoziţia chimică a reactivului, %	Consumul de desulfurant, kg/t	Consumul necesar de desulfurant pentru obţinerea unui grad de desulfurare de 9o%, kg/t
SiCa	62 Si; o,8 Al; 3o Ca	2 - 4,5	3,87
CaC_2	8o CaC_2; 15 CaO	1 - 3	2,32
$CaCN_2$	55 $CaCN_2$; 33 CaO; 12 C	o,4 - 1	4,22
Mg (CaO/CaF_2)	5-2o Mg	1,o - 3	2,2
CaO/CaF_2	9o CaO; 1o CaF_2	3 - 6	3
$CaO-Al_2O_3$	5o CaO; 5o Al_2O_3	1 - 5	4
$CaO-Al_2O_3-CaF_2$	7o CaO; 2o Al_2O_3; 1o CaF_2	1 - 5	3

Utilizarea acestei metode permite pe lîngă desulfurarea avansată a oţelului, creşterea productivităţii agregatului de elaborare, îmbunătăţirea proprietăţilor de turnare, utilizarea fontei de afinare, care constituie principala sursă de sulf, în încărcătură, îmbunătăţirea calităţii oţelului.

2. Instalaţia experimentală

Pentru efectuarea experimentărilor se va folosi instalaţia experimentală prezentată în lucrarea 5.3 . Ca agent purtător se utilizează argonul sau azotul.

Oala utilizată pentru desulfurare va fi prevăzută cu un capac care previne degajările, reduce pierderile de căldură şi micşorează oxidarea oţelului.

O importanţă deosebită prezintă căptuşeala oalei deoarece tipul căptuşelii determină conţinutul de oxigen din oţel şi implicit conţinutul remanent de sulf la desulfurare. In oala cu căptuşeală acidă nu se vor obţine conţinuturi scăzute de sulf deoarece are loc un proces de difuzie a oxigenului din căptuşeală în oţelul lichid datorită gradientului de concentraţie. Prin căptuşirea oalei cu materiale refractare pe bază de alumină, dolomită, magnezită, activitatea oxigenului în oţelul lichid este foarte scăzută ceea ce permite o bună desulfurare.

3. Modul de lucru

După elaborarea unei şarje de 5o kg oţel carbon (OT5oo) în cuptorul electric cu inducţie cu căptuşeală bazică, se evacuează aliajul lichid într-o oală cu căptuşeală bazică. In oală se va forma, după îndepărtarea zgurei de la elaborare, o nouă zgură cu o bună fluiditate şi cu un conţinut de max 1,5% FeO.

Cantitatea de pulbere de silicocalciu insuflată va fi de 4 g/kg oţel. Lancea de imersie se introduce în oala cu oţel lichid prin unul din orificiile capacului de acoperire a oalei.

Se prelevează următoarele probe:

- o probă înainte de acoperirea cu capac a oalei;
- o probă după terminarea injecţiei.

Rezultatele obţinute se analizează comparativ cu cele obţinute prin adăugarea silicocalciului sub formă de bucăţi în oţel la evacuarea acestuia în oală. Cantitatea de silicocalciu

introdusă prin această metodă în oţelul lichid va fi de 4 g/kg oţel. Probele se vor preleva înainte de introducerea silicocalciului şi după.

4. Rezultate experimentale şi concluzii

După efectuarea analizelor chimice se vor calcula gradele de desulfurare obţinute în cazul injectării agentului desulfurant şi se vor compara cu cele obţinute prin introducerea agentului desulfurant la evacuarea oţelului în oală.

LUCRAREA nr. 5.5.

INFLUENTA CONDITIILOR DE TURNARE ASUPRA REOXIDARII OTELULUI

1. Consideraţii teoretice

Clarificarea aspectelor termodinamice şi cinetice privind formarea şi eliminarea incluziunilor din oţeluri necesită acordarea unei atenţii deosebite turnării oţelului, legăturii acesteia cu reoxidarea care are loc în timpul turnării şi efectelor ei asupra calităţii. Reoxidarea oţelului la turnarea în aer duce la o creştere cu peste 60% a cantităţii de oxigen şi incluziuni în oţel.

Teoria reoxidării oţelului ia în considerare faptul că în timpul turnării, aerul este antrenat de către jetul de turnare în baia metalică. De asemenea are loc un transfer de oxigen din atmosferă în jetul de oţel ca urmare a contactului în timpul curgerii. Oxigenul antrenat determină oxidarea elementelor de aliere şi oxizii formaţi sînt întîlniţi în piesa turnată. Ca urmare a creşterii vîscozităţii oţelului în curs de solidificare din piesa turnată, particulele de oxizi formate nu mai pot să se ridice la suprafaţă şi rămîn în zona în curs de solidificare. Aceşti oxizi îi regăsim în produsul final sub formă de incluziuni nemetalice.

In general se acceptă că reoxidarea oţelului poate decurge în aer pe trei căi diferite, şi anume:

- antrenarea fizică a aerului atmosferic de către jetul de turnare şi reacţiile corespunzătoare într-o emulsie bule-metal;
- oxidarea directă a metalului în timpul turnării;
- antrenarea mecanică a zgurei şi a spumei în baia metalică.

In studiul mecanismului formării incluziunilor care rezultă ca urmare a reoxidării oţelului la turnarea în aer este bine să se precizeze că există o mărime critică de incluziuni care depinde de tipul şi calitatea oţelului. Incluziunile mai mari decît această mărime sînt foarte periculoase pentru oţel, indiferent de compoziţia şi proprietăţile lor şi ele pot fi nu-

mite macroincluziuni. Incluziunile mai mici decît mărimea critică sînt numite microincluziuni şi ele pot fi admise în oţel,neprovocînd defecte.

Deşi în calculul şi aprecierea mărimii incluziunilor sînt încă multe probleme nerezolvate, în literatura de specialitate pe baza posibilităţilor practice din laborator, incluziunile mai mari de 10 μm sînt numite macroincluziuni.

In vederea prevenirii reoxidării au fost propuse mai multe metode:

- turnare în atmosfera de gaze protectoare;
- turnarea în vid.

In figura 5.5.1 se prezintă influenţa reoxidării oţelului în timpul turnării la formarea macroincluziunilor în cazul turnării fără protecţie şi cu protecţie.

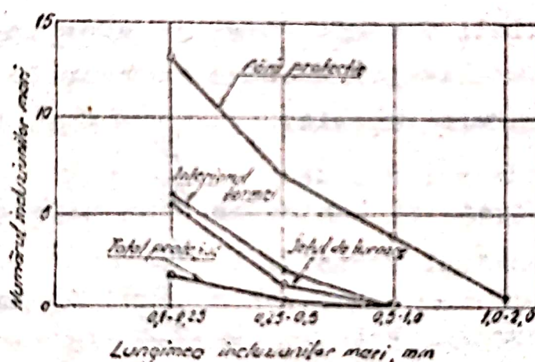


Fig.5.5.1. Comparaţii între tendinţele de apariţie a microincluziunilor, funcţie de gradul de protecţie a jetului de turnare împotriva reoxidării cu aer

Se poate afirma că toate îmbunătăţirile făcute în vederea creşterii purităţii oţelului, ex: tratarea prin injecţie în stare lichidă, nu au efectul scontat în condiţiile în care oţelul este turnat în aer.

Analiza incluziunilor din oţelul turnat arată că într-o probă dată există un spectru de bază al mărimilor de incluziuni. Acesta variază de la un diametru mai mic de 1 μm pînă la un diametru de 400-1000 μm.

<u>Consideraţii privind curgerea oţelului</u>. La modelarea procesului de curgere, turnare, a oţelului trebuiesc avute în vedere următoarele condiţii de similitudine:

similitudine termică – temperatura în două puncte diferite este identică;

similitudine cinematică – două fluide sînt similare dacă liniile de curent sînt similare din punct de vedere geometric;

similitudine dinamică – două sisteme sînt similare din punct de vedere dinamic dacă expresia adimensională a fiecărei variabile fizice are aceeaşi valoare în puncte corespondente.

După cum se arată în literatura de specialitate, în studiile de modelare a condiţiilor de curgere utilizînd apa se poate neglija criteriul de similitudine termică, în timp ce criteriul de similitudine cinematică se poate asigura avînd un raport liniar constant între model şi instalaţiile industriale. Criteriul similitudinii dinamice trebuie avut în vedere în mod deosebit şi pentru utilizarea sa este necesar să se calculeze în prealabil următoarele relaţii:

$$\text{numărul Froude} = \frac{V^2}{gL};$$

$$\text{numărul Reynolds} = \frac{VL}{\nu};$$

$$\text{numărul Weber} = \frac{V^2L}{\sigma}.$$

Modelarea jetului de turnare reprezintă o problemă foarte complexă deoarece include trei procese diferite şi anume:

- curgerea jetului;
- penetrarea jetului în baia metalică;
- propagarea jetului în baia metalică.

Deoarece la curgerea jetului de turnare factorul predominant este gravitaţia, criteriul care va guverna procesul de curgere va fi numărul lui Froude.

Penetrarea jetului în baia metalică presupune învingerea barierelor de tensiune superficială şi în acest caz criteriul predominant va fi numărul lui Weber.

Propagarea jetului în baia metalică depinde de vîscozitatea băii şi în această situaţie criteriul predominant va fi numărul lui Reynolds.

Forma jetului de turnare joacă un rol foarte important în procesul de reoxidare, dacă se are în vedere influenţa gradului de turbulenţă din oala de turnare asupra sa. Factorul cel mai important este tensiunea superficială şi în acest caz trebuie avut în vedere numărul lui Weber.

La modelarea oalei de turnare factorul cel mai important care influenţează curgerea este turbulenţa băii metalice. Gradul de turbulenţă depinde de vîscozitatea dinamică şi cinematică şi ca urmare de o deosebită importanţă este numărul lui Reynolds.

De asemenea trebuie avut în vedere efectul de barbotare a băii metalice ca urmare a efectului de pătrundere a jetului de turnare în baie şi a contactului ce se stabileşte între atmosferă şi suprafaţa băii.

2. <u>Instalaţia experimentală</u>

Studiul procesului de modelare a condiţiilor de reoxidare a oţelului la turnare se face pe instalaţia experimentală din figura 5.5.2.

Instalaţia este executată de plexiglas şi are în componenţa sa:

- oală de turnare de forma unui trunchi de con;
- piesa pentru turnare de formă cilindrică;
- orificii pentru evacuarea lichidului din oală, de diametre diferite;
- tub de plexiglas pentru modelarea turnării protejate;
- sistem de iluminare a instalaţiei.

Pe peretele cilindrului este amplasată o scală gradată în centimetri pentru a măsura nivelul lichidului.

3. <u>Modul de lucru</u>

Raportul în care se găsesc proprietăţile fizice ale apei şi oţelului permite utilizarea apei în vederea obţinerii de date calitative privind condiţiile de curgere ale oţelului.

Alimentarea cu apă a oalei de turnare se face cu un furtun de la reţeaua curentă. Prin ridicarea şi coborîrea dopului se realizează deschiderea sau închiderea orificiului de evacuare.

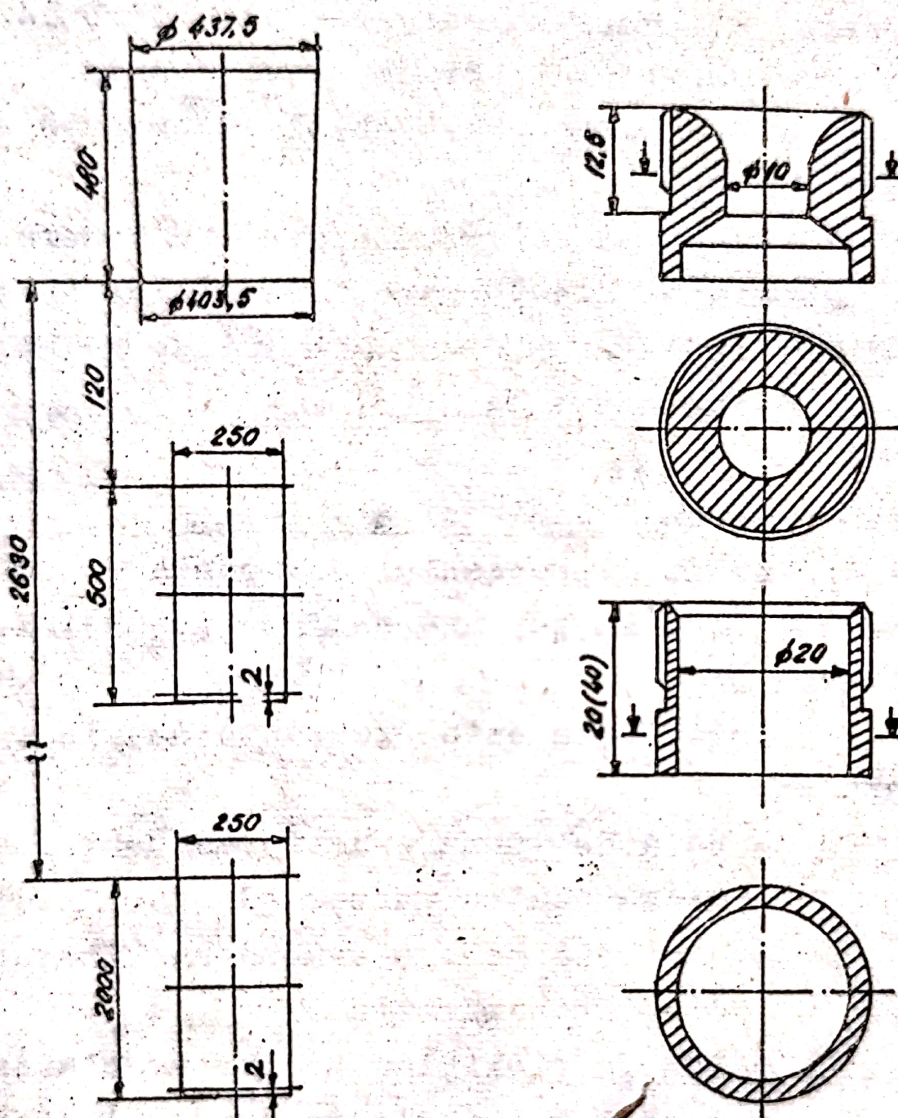


Fig.5.5.2. Instalaţie experimentală pentru studiul procesului de reoxidare

In cursul experimentărilor se va urmări tendința de antrenare a aerului în baia lichidă în funcție de forma jetului, folosind diametre diferite ale orificiului de curgere, grade de turbulență diferite în oala de turnare și variind înălțimea de turnare. Pentru a măsura adîncimea de penetrare a jetului în baia lichidă se va utiliza scala gradată de pe peretele cilindrului.

Se va urmări influența formei jetului de turnare asupra cantității de zgură antrenată în baia lichidă. Pentru simularea procesului de antrenare a zgurei se va folosi ulei mineral.

In vederea diminuării efectelor nedorite ale reoxidării oțelului la turnare, pentru turnarea oțelului, apei, se va folosi tubul de plexiglas. Prin turnarea jetului de diferite forme prin acest tub se va urmări tendința de antrenare a aerului și a zgurei în baia lichidă.

4. Concluzii

Se vor trage următoarele concluzii:

- variația formei jetului funcție de condițiile de turnare;
- influența formei jetului asupra tendinței de antrenare a aerului în baia metalică;
- influența formei jetului asupra tendinței de antrenare a zgurei în baia metalică;
- avantajele turnării cu protecție.

LUCRAREA NR. 5.6.

INFLUENTA CONTINUTULUI DE CARBON SI A TEMPERATURII DE TURNARE ASUPRA FLUIDITATII OTELURILOR TURNATE IN PIESE

1. Consideraţii teoretice

Prin noţiunea de fluiditate se înţelege capacitatea de curgere a oţelului lichid şi de umplere corectă a cavităţii formei cu redarea exactă a configuraţiei exterioare şi interioare a piesei turnate. O fluiditate ridicată a oţelului asigură îndepărterea gazelor şi a incluziunilor nemetalice în timpul curgerii şi favorizează solidificarea oţelului cu o retasură concentrată, deci obţinerea unei structuri compacte fără pori sau microretasuri.

Fluiditatea oţelurilor este o proprietate tehnologică şi deci este influenţată de o serie de factori care pot fi grupaţi astfel :

a) proprietăţile intrisece ale oţelului (proprietăţile fizico-chimice) cum sînt :

- intervalul de solidificare (dat de compoziţia chimică C,Si,Mn, S,P şi elementele de aliere dacă oţelul este aliat);
- tensiunea superficială;
- vîscozitatea;
- conductivitatea termică;
- căldura specifică;
- căldura latentă de solidificare;
- cantitatea de impurităţi (conţinutul de gaze şi incluziuni).

b) natura formei (formă crudă, formă uscată, formă metalică), caracterizată de proprietăţile termofizice (coeficientul de acumulare a căldurii, coeficientul de difuzivitate termică);

c) condiţiile de turnare - caracterizate de temperatura de turnare, viteza de turnare, distanţa de la locul de alimentare şi presiunea de turnare;

d) geometria piesei caracterizată de : grosimea echivalentă de perete şi de unghiul de îmbinare a pereţilor.

Factorii enumeraţi mai sus influenţează într-o mare măsură fluiditatea şi de aceea aprecierea corectă a influenţei unui factor asupra fluidităţii oţelului se poate face numai în condiţiile în care ceilalţi factori sînt menţinuţi constanţi.

Cei mai importanţi factori sînt cei legaţi de compoziţia chimică şi de condiţiile de turnare. Oţelul are capacitate de curgere atîta timp cît se găseşte în stare lichidă precum şi o perioadă cînd el se găseşte în curs de solidificare. Temperatura la care încetează curgerea se găseşte în intervalul de solidificare, cînd s-a atins o cantitate de cca 20% faza solidă şi este corespunzătoare fluidităţii nule (zero). In raport de fluiditatea nulă (zero) şi temperatura de turnare, se întîlnesc trei tipuri de fluidităţi: fluiditatea reală, fluiditatea practică şi fluiditatea teoretică.

Fluididatea reală se determină la un grad de supraîncălzire constant deasupra fluidităţii nule ceea ce corespunde la diferite valori ale temperaturii de turnare.

Fluiditatea practică se determină la un grad de supraîncălzire variabil deasupra fluidităţii nule ceea ce corespunde la o valoare constantă a temperaturii de turnare.

Fluiditatea teoretică se determină la un grad de supraîncălzire variabil deasupra fluidităţii nule ceea ce corespunde la o valoare variabilă a temperaturii de turnare.

In figura 5.6.1, se prezintă influenţa carbonului şi a temperaturii de turnare asupra fluidităţii reale şi practice a oţelurilor.

Rezultă că în cazul oţelurilor creşterea conţinutului de carbon influenţează fluiditatea reală care se micşorează, iar fluiditatea practică se măreşte. Temperatura de turnare măreşte atît fluiditatea reală cît şi fluiditatea practică.

2. Metode de determinare a fluidităţii

Determinarea fluidităţii oţelului se face cu ajutorul probelor tehnologice, dintre care cele mai folosite sînt cele cu secţiune constantă: proba spirală sau cu profil complicat (proba U).

Valoarea fluidităţii se determină prin măsurarea lungimii probei solidificate.

Fig.5.6.1. Influenţa conţinutului de carbon şi a temperaturii de turnare asupra fluidităţii oţelurilor:
a-fluiditatea reală; b-fluiditatea practică

Fig.5.6.2. Proba spirală pentru determinarea fluidităţii

Fig.5.6.3. Proba în formă de „U" pentru determinarea fluidităţii

a) Proba spirală (fig. 5.6.2.) este cea mai răspîndită. Fluiditatea se măsoară în mm sau cm de probă spirală. Spirala are lungimea de 1500 mm şi secţiunea trapezoidală 70 mm^2. Pentru a se uşura citirea lungimii probei turnate, pe modelul spiralei sînt prevăzute 30 de proeminenţe la distanţa de 50 mm una de alta.

b) Proba în formă de U (Nehendzi-Samarin) este prezentată în figura 5.6.3.

Proba în formă de U se toarnă într-o formă metalică şi face parte din grupa probelor cu profil complicat. Proba are o porţiune iniţială descendentă verticală cu diametrul de 9 mm, iar porţiunea ascendentă verticală cu diametrul de 6 mm. Pîlnia de turnare se execută din fontă sau din amestec de miez, care asigură condiţii mai bune de lucru. Temperatura formei metalice trebuie să fie aceeaşi la fiecare turnare.

3. Modul de lucru

Pentru determinarea fluidităţii oţelului se foloseşte proba spirală şi respectiv proba U.

Proba spirală se realizează cu ajutorul plăcii de model (pe care se găseşte spirala) în amestec de formare crud, la care se realizează o uscare superficială cu flacără.

La turnare trebuie să se respecte următoarele condiţii:
- să se asigure reţinerea zgurei din oala de turnare;
- turnarea să se realizeze de la aceeaşi înălţime;
- etangeitatea formelor să fie perfectă;
- realizarea îngreunării formelor.

După solidificarea oţelului se dezbate forma, se răceşte proba în apă şi se măsoară lungimea spiralei.

Proba U este realizată în formă metalică care înainte de asamblare se preîncălzeşte la 150°C. Măsurarea temperaturii de preîncălzire a formei metalice se face cu ajutorul termocuplului de contact.

La forma metalică se montează pîlnia de turnare care se realizează din amestec de miez. Se toarnă oţelul, iar după solidificare şi răcirea probei se măsoară lungimea parcursă pe porţiunea ascendentă cu diametrul de 6 mm.

Se cercetează influenţa conţinutului de carbon şi a temperaturii de turnare asupra fluidităţii oţelurilor carbon măsurată pe proba spirală şi proba U. Se toarnă cîte trei probe de fie-

care tip la trei conţinuturi diferite de carbon şi două temperaturi de turnare.

4. Rezultate experimentale

Pentru înregistrarea sistematică a rezultatelor se recomandă următorul tabel:

Tabelul 5.6.1.

Valoarea fluidităţii , în mm probă

Condiţii / Proba	C = 0,25%		C = 0,60%		C = 0,80%	
	T_t= 1542°C	T_t= 1582°C	T_t= 1515°C	T_t= 1555°C	T_t= 1490°C	T_t= 1530°C
Spirală	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5	f_6
U	f'_1	f'_2	f'_3	f'_4	f'_5	f'_6

Pentru oţelurile de mai sus se consideră următoarele temperaturi lichidus (C = 0,25%, T_L = 1512°C; C = 0,60%, T_L=1485°C; C = 0,80%, T_L= 1460°C).

Temperatura de turnare se ia corespunzător la acelaşi grad de supraîncălzire pentru cele trei oţeluri, adică ΔT_{Si}=30°C şi respectiv ΔT_{Si} = 70°C, obţinîndu-se temperaturile de turnare din tabelul 5.6.1 .

5. Interpretarea datelor şi concluzii

- Se va urmări influenţa temperaturii de turnare asupra fluidităţii, cînd conţinutul de carbon este constant. Se va trasa o diagramă : $f = \varphi(T_t)$ pentru C = const., în cazul celor două probe (spirală respectiv proba U).
- Se va urmări influenţa conţinutului de carbon asupra fluidităţii în cazul cînd gradul de supraîncălzire este constant. Se va trasa diagrama : $f = \varphi(\% C)$ pentru ΔT_{Si} = ct. în cazul celor două probe.
- Se vor trage concluzii referitoare la influenţa globală a celor doi factori analizaţi (conţinut de carbon şi temperatură de turnare) asupra fluidităţii oţelurilor.

LUCRAREA NR 5.7.

INFLUENTA CONTINUTULUI DE CARBON SI A TEMPERATURII DE TURNARE ASUPRA RETASURII OTELURILOR TURNATE IN PIESE

1. Consideraţii teoretice

Retasura reprezintă o cavitate (gol) în piesă turnată, care se formează ca rezultat al contracţiei în volum a oţelului în stare lichidă şi la solidificare. Retasura se localizează în acele zone ale peretelui piesei în care oţelul lichid se solidifică ultimul şi izolat.

Dimensiunile, forma şi poziţia retasurii pot fi determinate teoretic prin trasarea izotermelor de solidificare în pereţii pieselor turnate.

Din punct de vedere al dimensiunilor, formei şi poziţiei, retasurile se clasifică astfel :

- Retasură
  - 1. Macroretasură (retasură concentrată)
    - 1.1. deschisă
      - superioară
      - laterală
    - 1.2. închisă
      - principală
        - noduri termice
        - axiale
      - secundară
  - 2. Microretasură (retasură dispersată)
    - 2.1. zonală
      - în axa termică
      - în noduri termice
      - în zona alimentatorului
      - interdendritică
    - 2.2. dispersată

Macroretasura constă din una sau mai multe cavităţi concentrate în zone vizibil delimitate, ca rezultat al solidificării unor volume mari de oţel lichid.

Microretasurile reprezintă totalitatea cavităţilor mici vizibile cu ochiul liber, care se formează ca rezultat al contracţiei la solidificarea unor volume mici de oţel izolate de dendritele în creştere în timpul procesului de solidificare.

Volumul, forma şi poziţia macroretasurii şi microretasurii în pereţii pieselor turnate sînt influenţate de următorii factori tehnologici:

a) <u>compoziţia fizico-chimică</u> a oţelului, caracterizată de:
- intervalul de solidificare (compoziţia chimică C, Si, Mn, S, P şi conţinutul elementelor de aliere);
- proprietăţile termofizice (conductivitate termică, căldură specifică);
- conţinutul de gaze (hidrogen, azot);

b) <u>natura formei</u> (formă crudă, formă uscată, formă metalică) caracterizată de :
- proprietăţile termofizice (coeficientul de acumulare a căldurii, şi coeficientul de difuzivitate termică);

c) <u>condiţiile de turnare</u>, caracterizate de:
- temperatura de turnare;
- viteza de turnare;
- locul de alimentare a piesei;

d) <u>geometria piesei</u> caracterizată de
- grosimea echivalentă de perete;
- unghiul de îmbinare a pereţilor;

Din factorii de mai sus enumeraţi, o importanţă deosebită o prezintă influenţa carbonului şi a temperaturii de turnare asupra macroretasurii şi microretasurii oţelurilor turnate în piese.

2. Metode de determinare a volumului retasurii

Pentru determinarea volumului de retasură se pot utiliza două metode:
- metoda directă;
- metoda indirectă.

Metoda directă se bazează pe măsurarea volumului retasurii concentrate (macroretasurii) prin umplerea acesteia cu apă.

Metoda indirectă se bazează pe compararea densităţii reale şi densităţii ideale a oţelului din care se toarnă piesa. Această metodă se foloseşte pentru măsurarea volumului de retasură total (macroretasură şi microretasură). Proba cea mai răspîndită la metoda indirectă este cea conică, cu diametrul de 150 mm şi înălţimea de 120 mm, avînd baza bombată pentru a se forma retasura în interior.

In acest caz volumul retasurii se obţine cu relaţia:

$$V_{ret} = \left(1 - \frac{\rho_r}{\rho_i}\right) \cdot V_p \cdot 100 \quad \%$$

în care: ρ_r este densitatea reală a oţelului, în kg/m^3;

ρ_i - reprezintă densitatea ideală a oţelului, în kg/m^3;
V_p - reprezintă volumul piesei (probei conice), în m^3;

Determinarea densităţii reale (ρ_r) se face cîntărind proba conică.

Pentru determinarea volumului de retasură concentrată se utilizează proba conică reprezentată în figura 5.7.1 .

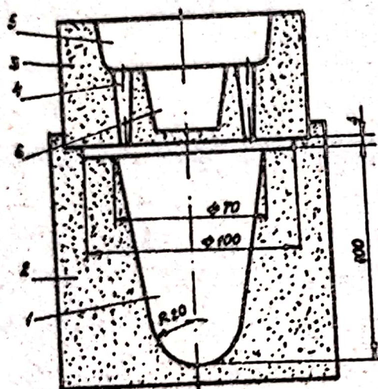


Fig. 5.7.1. Proba conică pentru determinarea volumului de retasură concentrată:

1-proba conică;2-formă;
3-capac; 4-alimentator;
5-bazin de turnare;
6-colector de metal

Datorită formei conice a probei se asigură o solidificare dirijată de jos în sus şi prin intermediul colectorului de metal 6 se menţine o temperatură ridicată la partea superioară a conului în vederea obţinerii unei retasuri concentrate deschise.

3. Modul de lucru

Pentru determinarea retasurii totale (macroretasură şi microretasură) se utilizează o probă conică cu baza bombată iar pentru determinarea retasurii concentrate se utilizează proba conică din figura 5.7.1.

Proba conică se realizează în amestec de formare cu ajutorul unui model placă pe care se găseşte montat conul. Capacul se realizează separat şi se montează după o uscare în prealabil.

Volumul de retasură concentrată (macroretasură) se determină prin fixarea probei conice într-un dispozitiv pentru menţinerea în poziţie orizontală, după care se determină cu apă dintr-un cilindru gradat , volumul golului de retasură concentrată.

Volumul de retasură concentrată se calculează cu relaţia:

$$V_{ret} = \frac{V_{apă}}{V_{con}} \cdot 100 \quad \%$$

Se va urmări influenţa conţinutului de carbon şi a temperaturii de turnare asupra volumului de retasură.

4. Rezultate experimentale

Rezultatele experimentale vor fi înregistrate într-un tabel de forma :

Tabelul 5.7.1

Volumul de retasură, în %

Condiţii	C = 0,25%		C = 0,6 %		C = 0,80%	
Metoda	T_t=1542°C	T_t=1582°C	T_t=1515°C	T_t=1555°C	T_t=1490°C	T_t=1530°C
directă	V_{MR1}	V_{MR2}	V_{MR3}	V_{MR4}	V_{MR5}	V_{MR6}
indirectă	$V_{r.t1}$	$V_{r.t2}$	$V_{r.t3}$	$V_{r.t4}$	$V_{r.t5}$	$V_{r.t6}$
$V_{MR}-V_{r.t}=$ $=V_{m.r}$	$V_{m.r\,1}$	$V_{m.r\,2}$	$V_{m.r.3}$	$V_{m.r\,4}$	$V_{m.r\,5}$	$V_{m.r\,6}$

In tabelul 5.7.1 notaţiile au următoarea semnificaţie:

$V_{r.t}$ - volumul total de retasură
V_{MR} - volumul de retasură concentrată (macroretasură
$V_{m.r}$ - volumul de microretasură

5. Interpretarea datelor şi concluzii

Se va urmări influenţa temperaturii de turnare asupra volumului de retasură total, volumului demacroretasură şi volumului de microretasură în cazul cînd conţinutul de carbon este constant.

Se va urmări influenţa cînţinutului de carbon asupra volumului de retasură total, volumului de macroretasură şi volumului de microretasură, în cazul cînd temperatura de turnare (respectiv gradul de supraîncălzire peste lichidus) este constantă.

LUCRAREA NR. 5.8.

INFLUENTA CONTINUTULUI DE CARBON ASUPRA CONTRACTIEI IN STARE SOLIDA A OTELURILOR

1. Consideraţii teoretice

Contracţia în stare solidă se consideră că este liniară şi începe de la temperatura de solidificare (sau din apropierea ei între lichidus şi solidus) şi se termină la temperatura mediului ambiant.

Contracţia în stare solidă reprezintă micşorarea dimensiunilor liniare ale pieselor turnate şi din această cauză dimensiunile modelului folosit la executarea formei trebuie să fie mai mari decît ale piesei turnate corespunzător cu valoarea contracţiei.

Contracţia în stare solidă are influenţă nu numai asupra dimensiunilor corecte ale piesei turnate, dar şi asupra formării tensiunilor interne şi deci asupra tendinţei de formare a crăpăturilor la cald şi la rece.

Teoretic contracţia în stare solidă (ε_s) se exprimă prin relaţia:

$$\varepsilon_s = \alpha_s (T_s - T_o),$$

în care: α_s este coeficientul de contracţie în stare solidă;
T_s - temperatura de solidificare;
T_o - temperatura mediului ambiant.

In cazul oţelurilor, contracţia în stare solidă se compune din:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{ap} - \varepsilon_{\gamma \to \alpha} + \varepsilon_{pp},$$

în care:
ε_{ap} - este contracţia anteperlitică, care are loc între temperatura de solidificare şi temperatura de transformare perlitică;
$\varepsilon_{\gamma \to \alpha}$ - dilatare perlitică, are loc la temperatura de transformare perlitică
ε_{pp} - contracţia postperlitică, care are loc între

temperatura de transformare perlitică şi temperatura mediului ambiant.

In tabelul 5.8.1 se prezintă influenţa carbonului asupra contracţiei în stare solidă şi asupra termenilor componenţi ai contracţiei.

Tabelul 5.8.1.

Valorile contracţiei în stare solidă în funcţie de carbon

% C	ε_{ap} %	ε_{perl} %	ε_{pp}, %	ε_{s}, %
0,08	1,42	0,11	1,16	2,47
0,14	1,52	0,11	1,06	2,46
0,35	1,47	0,11	1,04	2,40
0,45	1,39	0,11	1,07	2,35
0,55	1,25	0,09	1,05	2,31
0,90	1,21	0,09	0,98	2,28

Din tabelul 5.8.1 rezultă că cu creşterea conţinutului de carbon contracţia în stare solidă scade, micşorîndu-se în acelaşi timp contracţia anteperlitică (ε_{ap}) şi respectiv postperlitică.

2. Metode de determinare a contracţiei în stare solidă

Determinarea contracţiei în stare solidă se face prin două metode:

- metoda statică, folosindu-se un model sub formă de bară;
- metoda dinamică. In acest caz se urmăreşte variaţia contracţiei în timp, de la sfîrşitul solidificării pînă la răcirea completă a probei.

3. Modul de lucru

Determinarea contracţiei în stare solidă prin metoda dinamică se face cu ajutorul unui aparat numit Bolgacov care este prezentat în figura 5.8.1 .

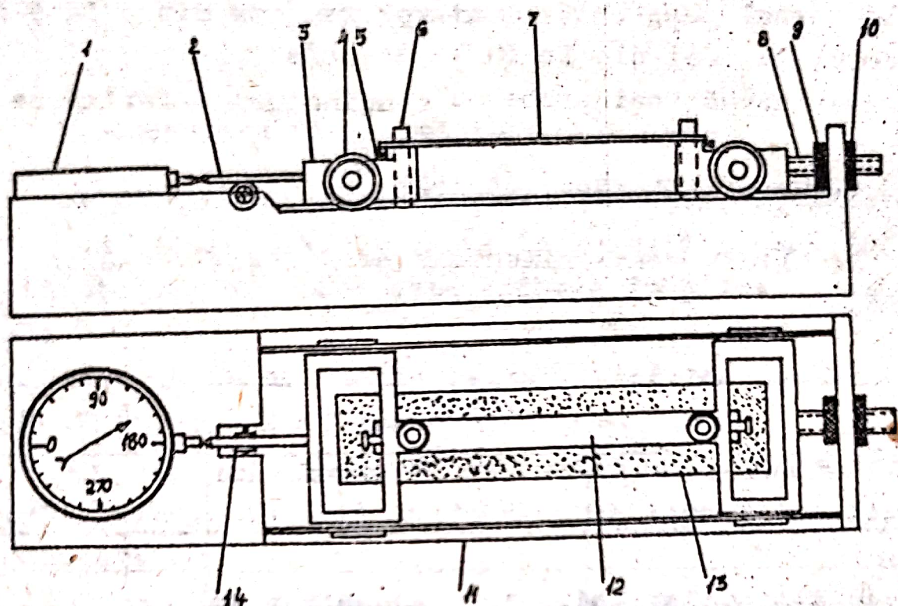


Figura 5.8.1. Schema aparatului pentru determinarea contracţiei liniare libere în stare solidă

Aparatul se compune dintr-o cutie metalică (11) de care este fixat la un capăt un ceas comparator (1) cu diviziuni o,ol mm sau o,1 mm.

In cutia (11) se montează rama de formare (13) în care se găseşte proba (12) cu dimensiunile 25 x 25 x 3oo mm.

Deasupra ramei metalice se găsesc două cărucioare mobile din care unul (3) vine în contact prin tija (2) cu axul ceasului comparator (1) iar celălalt cărucior este fixat pe peretele cutiei (11) cu ajutorul tijei filetate (8) avînd două piuliţe (9) şi (1o) de fixare. In fiecare din aceste două cărucioare se aşează bolţurile (6) care intră în formă pe o adîncime de 13-15 mm, iar capetele superioare ies afară cu 8-1o mm, faţă de cărucior.

Distanţa dintre centrele boţurilor este de 2oo mm şi se fixează cu ajutorul riglei de control (7).

Aparatul se montează pe o masă de laborator pentru a i se asigura o poziţie orizontală.

Căruciorul mobil pentru a nu fi împins înainte se fixeaz în poziția de lucru cu ajutorul a două pene, care în momentul solidificării probei se îndepărtează, după care se încep citi- rile la ceasul comparator. Citirea se face din 5 în 5 secunde la început și apoi din lo în lo secunde.

Se toarnă trei probe cu conținuturi diferite de carbon.

4. Rezultate experimentale

Rezultatele experimentale se înregistrează într-un tabel de forma:

Timpul, s	C = o,25 %		C = o,6o %		C = o,8 %	
	Nr.diviziuni	mm	Nr.diviziuni	mm	Nr. diviziuni	mm
¦						
¦						

5. Interpretarea rezultatelor și concluzii

Se vor trage concluzii referitoare la influența carbonului asupra contracției în stare solidă a oțelurilor.

LUCRAREA NR. 5.9.

DETERMINAREA TENSIUNILOR DE TURNARE IN PIESELE TURNATE DIN OTEL

1. Consideraţii teoretice

La răcirea pieselor turnate din oţel, ca urmare a procesului de contracţie pot apare în pereţii piesei deformaţii. Dacă tendinţa de deformare este frînată în piesa turnată vor apare tensiuni.

In funcţie de durata de existenţă tensiunile din pereţii pieselor sînt de două tipuri:

- tensiuni temporare, determină numai deformaţii elastice care după răcirea piesei şi uniformizarea temperaturilor se anulează complet;

- tensiuni remanente, determină deformaţii plastice în peretele piesei şi care după răcire şi uniformizarea temperaturilor nu pot fi îndepărtate. Dacă tensiunile ating valoarea limitei de rupere a mărcii respective de oţel în piesă vor apare crăpături. Dacă valoarea tensiunilor depăşeşte numai limita de curgere a oţelului, în piesă se vor produce deformări plastice cu modificarea dimensiunilor.

Tensiunile remanente în piesele turnate din oţel se pot suprapune peste tensiunile care apar în timpul prelucrării mecanice sau al funcţionării pieselor în exploatare. Prin însumarea acestor tensiuni se obţin valori ridicate care pot determina deformarea pieselor în timpul funcţionării acestora (încovoiere, răsucire) sau chiar ruperea acestora.

In acest sens se impune acordarea unei mari atenţii posibilităţilor de înlăturare sau micşorare a tensiunilor remanente în piesele turnate.

In funcţie de cauza apariţiei tensiunilor în peretele piesei turnate, ele se pot clasifica în:

- tensiuni termice care apar ca urmare a contracţiei neuniforme la un moment dat în diferite părţi ale piesei turnate datorită gradienţilor de temperatură în secţiunile piesei turnate, pereţii acesteia avînd grosimi diferite. Pereţii subţiri se răcesc mai repede decît cei groşi şi trec mai devreme din domeniul plastic în cel elastic;

- tensiuni fazice provocate de faptul că transformările de fază, cu modificări de volum, nu se produc simultan în diversele zonele ale piesei, pereţii subţiri trecînd mai repede prin aceste transformări decît pereţii groşi ca urmare a vitezei diferite de răcire.

- tensiuni de contracţie (mecanice) provocate de frînarea mecanică a contracţiei. Frînarea poate fi provocată de forma în care se toarnă piesa, de miezuri sau de elementele reţelei de turnare.

2. Metode pentru măsurarea ternisunilor

Măsurarea rapidă a tensiunilor de turnare în cazul diferitelor mărci de oţel sau temperaturi de turnare se face cu ajutorul unor probe tehnologice speciale.

In figura 5.9.1.a se prezintă una din probele utilizate frecvent şi cunoscută sub denumirea de "jugul cu 3 bare".

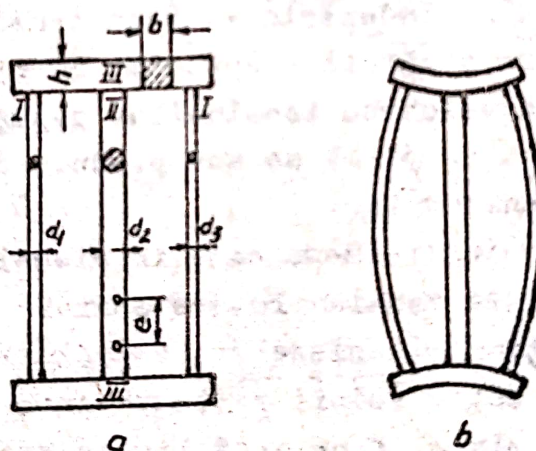


Fig. 5.9.1. Probă tehnologică pentru aprecierea tensiunilor de turnare (a) şi modul de deformare al probei (b)

Proba constă din trei bare de grosimi diferite, solidarizate rigid între ele la capete, prin două traverse. Barele exterioare I, au secţiunea mai mică decît bara centrală II. Ca urmare, în timpul solidificării barele prob ei se vor răci neuniform şi în barele subţiri vor apare tensiuni de comprimare iar în bara centrală tensiuni de întindere.

Forţa care lucrează în bara II are o acţiune de încovoiere asupra traverselor de la capetele barelor şi asupra barelor

exterioare subţiri, astfel că după răcire proba se vadeforma conform figurii 5.9.1.b, unde deformarea este prezentată exagerat.

După turnare şi complete răcire a probei pe bara groasă se marchează două puncte la o distanţă "e" şi se secţionează bara între aceste repere.

Prin secţionare bara groasă se eliberează de tensiunile de întindere şi ea se comprimă, iar barele subţiri se eliberează de tensiunile de comprimare şi se întind.

In acest caz distanţa "e" dintre cele două repere se modifică şi diferenţa reprezintă suma algebrică a deformărilor barelor cilindrice I şi II şi ale capetelor III.

Cunoscînd mărimea Δl pe baza teoremei lui Castigliano se pot determina tensiunile din fiecare parte a cadrului cu trei bare:

$$\sigma_1 = -\left[\frac{F}{A_1} + \frac{F l_3 - M_0}{W_1}\right]; \quad \sigma_2 = \frac{2F}{A_2}; \quad \sigma_3 = \frac{M_0}{W_3};$$

unde σ_1, σ_2, σ_3 – tensiunile din fiecare parte a cadrului, în daN/mm^2;

$2l_3$ – lungimea barei III, în mm;

F – forţa care acţionează în bara II;

A_1, A_2, A_3 – secţiunile din fiecare parte a cadrului, în mm^2;

W_1, W_3 – modulele de rezistenţă, în mm^3;

M_0 – momentul de încovoiere a barei I, în daN mm;

Determinarea necunoscutelor F şi M_0 se face din sistemul de ecuaţii care rezultă pe baza deformaţiei totale şi a anulării unghiului de rotire a părţii III în raport cu bara centrală II:

$$\frac{F}{E}\left(\frac{l_1}{A_1} + \frac{l_1 l_3^2}{I_1} + \frac{l_3^3}{3I_3} + \frac{2l_2}{A_2}\right) - \frac{M_0}{E}\left(\frac{l_1 l_3}{I_1} + \frac{l_3^2}{2I_3}\right) = \Delta l$$

$$\left(\frac{F l_1 l_3}{E I_1} - \frac{M_0 l_1}{E I_1}\right) + \left(\frac{F l_3^2}{2I_3} + \frac{M_0 l_3}{I_3}\right) = 0$$

unde I_1, I_2, I_3 – momentele de inerţie ale fiecărei părţi a cadrului, în mm^4;

$2l_1$, $2l_2$ – lungimile barelor egale I şi II, în mm;

E – modulul de elasticitate al oţelului, în daN/mm^2

$$I_1 = \frac{\pi d_1^4}{32} \quad ; \quad I_3 = \frac{bh^3}{12} \; ;$$

$$W_1 = \frac{\pi d_1^3}{16} \quad ; \quad W_2 = \frac{bh^2}{6} \; ;$$

unde: d_1 - diametrul barei I, în mm ;
b - lăţimea secţiunei barei III, în mm ;
h - înălţimea barei III în mm ;

In acest fel cunoscîndu-se grosimea de perete a viitoarei piese turnate şi momentele de rezistenţă specifice mărcii de oţel utilizat se poate aprecia valoarea tensiunilor de turnare care vor apare şi deci modul de deformare al piesei.

In continuare se prezintă două probe speciale utilizînd pentru determinarea tensiunilor la turnarea pieselor din oţel.

In figura 5.9.2 se prezintă proba celor cinci bare:

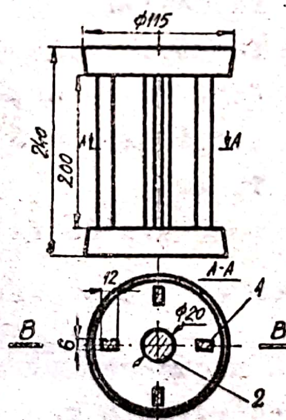


Fig.5.9.2. Proba cu cinci bare

La această probă raportul dintre grosimile echivalente de perete este

$$\frac{R_1}{R_2} = 2,5 \; ,$$

unde : R_1 este grosimea echivalentă a părţii subţiri;
R_2 - grosimea echivalentă a părţii groase;

Pentru determinarea tensiunilor în bara groasă, bara 2 se poate utiliza relaţia:

$$\sigma_2 = \frac{\alpha E R_1 . 62o}{K K_1 (R_1 + R_2)} \left[1 - \left(\frac{62o}{t_l} \right)^{R_2/R_1 - 1} \right] \cdot \left[daN/mm^2 \right]$$

Pentru determinarea tensiunilor în bara subţire, bara 1

se utilizează relaţia

$$\sigma_1 = -\frac{\alpha E R_2 .62o}{K K_1 (R_1+R_2)}\left[1-\left(\frac{62o}{t_l}\right)^{R_2/R_1 -1}\right].\left[daN/mm^2\right]$$

unde

α - coeficientul de dilatare termică a oţelului;
E - modulul de elasticitate al oţelului, în daN/mm^2;
K - coeficient de transmitere a căldurii, K =1,o...2,o;
K_1 - coeficient de deformare plastică, K_1 = 1;2;5;
R_1,R_2 - grosimile echivalente de perete;
t_l - temperatura lichidus;

In practică după secţionarea barelor 1 şi 2 se pot folosi şi următoarele relaţii simplifactoare:

- pentru bara groasă cu diametrul Ø 2o mm

$$\sigma_2 = \frac{\Delta l}{l} E \frac{\Sigma f_1}{\Sigma f_1 + f_2} \quad \left[daN/mm^2\right]$$

- pentru bara subţire cu dimensiunile 6x12 mm,

$$\sigma_1 = -\frac{\Delta l}{l} E \frac{f_2}{\Sigma f_1 + f_2} \quad \left[daN/mm^2\right]$$

unde Δl - diferenţa dintre distanţa între două puncte după secţionare şi distanţa măsurată înainte de secţio - nare, în mm. Această distanţă se ia în mod simetric faţă de centru şi este egală cu loo mm;
E - modulul de elasticitate al oţelului, în daN/mm^2;
Σf_1 - suma secţiunilor barelor subţiri, 6x12 mm;
f_2 - secţiunea barei groase , Ø 2o mm ;
l - lungimea barei, l = 2oo mm ;

Secţiunea barelor se face după direcţia B-B.

O altă probă folosită pentru determinarea tensiunilor şi în special a celor fazice , la turnarea oţelului este cea reprezentată în figura 5.9.3 .

Cu această probă se poate studia influenţa elementelor de aliere asupra tensiunilor de turnare, la turnarea pieselor din oţel.

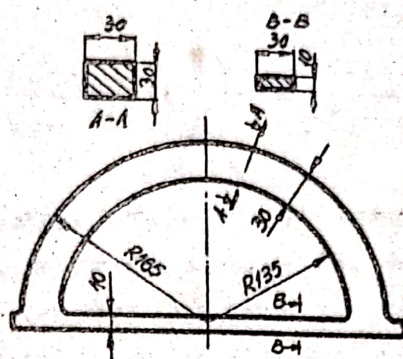


Fig. 5.9.3. Probă pentru determinarea tensiunilor fazice

3. Modul de lucru

Determinările se vor face cu ajutorul probei tehnologice a celor trei bare.

Se vor turna trei probe cu diametrul barei II, 2o mm, respectiv 25 mm și 3o mm.

Bara I în toate cele trei determinări are dimensiunea Ø lo mm.

4. Rezultate experimentale

Rezultatele obținute se vor trece în următorul tabel :

Dimensiuni probă [mm]	$\frac{d_2}{d_1}$	e [mm]	F [daN]	M_o [daN mm]	σ_1 [daN/mm^2]	σ_2 [daN/mm^2]	σ_3 [daN/mm^2]

5. Interpretarea rezultatelor și concluzii

Se vor trage concluzii referitoare la valorile tensiunilor interne în funcție de dimensiunile probelor.

Lucrarea nr.5.40..

DETERMINAREA TENDINTEI DE FORMARE A CRAPATURILOR LA CALD

1. Noțiuni generale

Crăpăturile la cald sînt discontinuități care reprezintă ruperi parțiale sau totale în secțiunea pereților piesei turnate, determinate de tensiunile de întindere care au valori egale sau mai mari decît rezistența de rupere la tracțiune a oțelului. Cauza apariției crăpăturilor la cald o constituie frînarea mecanică a contracției liniare libere și valoarea scăzută a proprietăților mecanice a oțelului la temperaturi ridicate (în apropiere de temperatura de sfîrșit de solidificare). Principalele caracteristici a crăpăturilor la cald sînt următoarele:

- se produc numai în timpul solidificării piesei;
- au o ruptură intercristalină;
- sînt largi, de lungime mică, șerpuite, fără tendința de a se propaga în continuare (punctul lor terminal este rotunjit);
- sînt puternic oxidate și colorate în negru, ceea ce indică formarea lor la temperaturi ridicate.

In apropierea temperaturii solidus, modulul de elasticitate scade pînă la valori de 10...15 % din valoarea lui inițială, rezistența la tracțiune are valori foarte scăzute iar limita de curgere are valoarea egală cu zero. De exemplu, la un oțel carbon care la + 20°C are o rezistență la rupere de 50...60 daN/mm^2 și gîtuire relativă a secțiunii transversale de circa 35...45 %, la temperaturi de 1300...1450°C aceste caracteristici se reduc la valori sub 1 daN/mm^2 și respectiv 1 %.

Oțelurile carbon între 0,1...0,35 %C au tendința cea mai pronunțată de formare a crăpăturilor la cald, din cauză că în domeniul temperaturilor foarte ridicate, contracția totală este mai mare.

Explicația constă în faptul că peste contracția termică se suprapune și contracția fazică ($Fe_{\delta} \rightarrow Fe_{\gamma}$) care se produce cu o contracție de volum.

./.

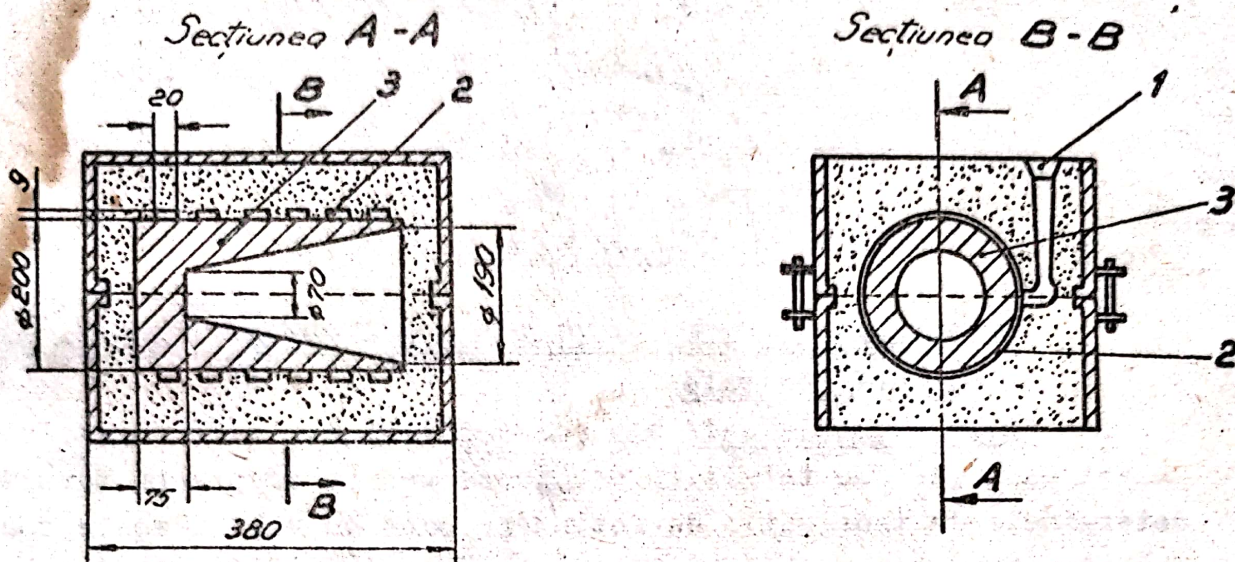


Fig. 5.10.1. Secţiune prin forma pentru turnarea probei folosite la terminarea tendinţei de formare a crăpăturilor la cald:
1-reţea de turnare; 2-proba (inel); 3-miez

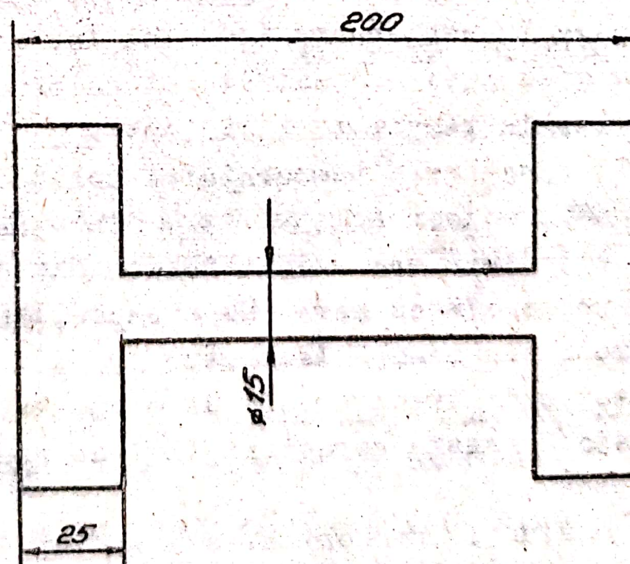


Fig. 5.10.2. Probă tehnologică pentru determinarea tendinţei de formare a crăpăturilor la cald

2. Metode de determinare a crăpăturilor la cald

Pentru determinarea tendinței de formare a crăpăturilor la cald se folosesc diferite metode:

- metode bazate pe frînarea mecanică (de către formă sau miezuri) a contracției liniare;
- metode bazate pe determinarea proprietăților reologice și a caracteristicilor mecanice în intervalul de solidificare a aliajului.

Proba din figura 5.10.1 se bazează pe frînarea contracției probelor inelare folosind un miez cu compresibilitate variabilă pe lungime.

Se toarnă un număr de 6 inele într-o formă executată din amestec. Miezul se execută din amestec cu silicat de sodiu întărit cu CO_2. Rezistența la compresiune a miezului trebuie să fie cuprinsă între 25 - 30 daN/cm^2.

Tendința de formare a crăpăturilor la cald se apreciază după numărul de inele care prezintă crăpături.

Proba din figura 5.10.2 se bazează pe frînarea contracției probei de către forma de turnare. Forma se realizează din amestec cu diferite grade de îndesare.

Aprecierea tendinței de formare a crăpăturilor la cald se face în funcție de crăpăturile care apar la îmbinarea peretelui cu flanșa.

Se va studia și influența temperaturii de turnare asupra tendinței de formare a crăpăturile la cald.

LUCRAREA NR. 5.11.

INFLUENTA AGITARII MAGNETICE ASUPRA PROCESULUI DE SOLIDIFICARE LA PIESELE TURNATE DIN OTEL

1. Considerații teoretice

In timpul solidificării oțelurilor, primele cristale vor crește la interfața aliaj-formă, avînd loc în același timp și o îmbogățire a fazei lichide în elemente segregate.

Deoarece în cazul oțelurilor raportul de repartiție $k_0 < 1$, faza lichidă fiind îmbogățită în elemente segregate, are loc o micșorare a subrăcirii la interfața solid-lichid și corpul cristalului crește mult mai repede decît baza sa, forma cristalului fiind granulară.

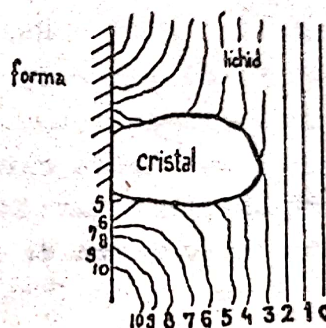


Fig.5.11.1. Influența subrăcirii la interfața solid-lichid asupra cristalelor crescute pe pereții formei

Influența schematică a subrăcirii la interfața solid-lichid asupra cristalelor crescute pe pereții formei este prezentată în figura 5.11.1.

Creșterea preferențială a cristalului pe peretele formei este influențată de poziția axei cristalului față de acesta, figura 5.11.2.

Datorită fluctuațiilor de temperatură are loc o mișcare de convecție, care în unele cazuri poate conduce la separarea cristalului de peretele formei, mai ales în cazul critalelor cu bază îngustă, fig 5.11.2.b.

Deoarece densitatea cristalelor primare este mai mare decît a oțelului lichid, aceste cristale vor avea o mișcare descendentă, în prima fază a procesului de solidificare. In continuare, unele din cristale pot avea o mișcare ascendentă, datorită procesului de multiplicare a lor, figura 5.11.3 și curenților de convecție termică, figura 5.11.4.a.

Ca urmare a schimbului de căldură dintre oțelul lichid și formă, are loc formarea unei zone de cristale echiaxe fine

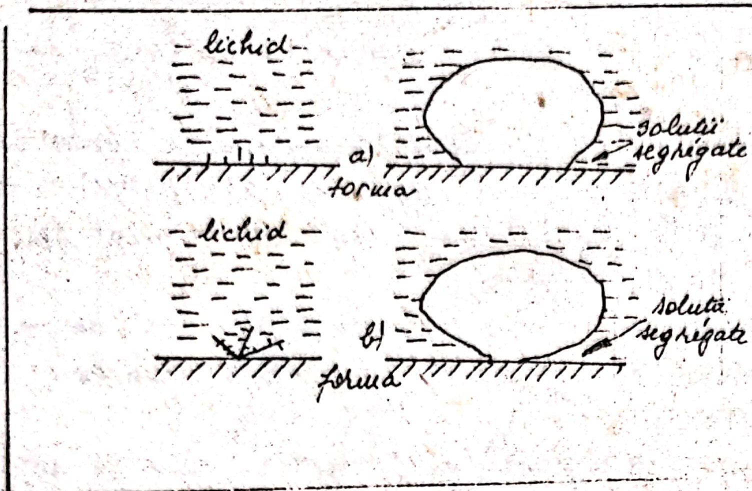


Fig.5.11.2. Posibilități de creștere a cristalelor: a-axele cristalului sînt perpendiculare pe peretele formei; b-axele cristalului nu sînt perpendiculare pe peretele formei

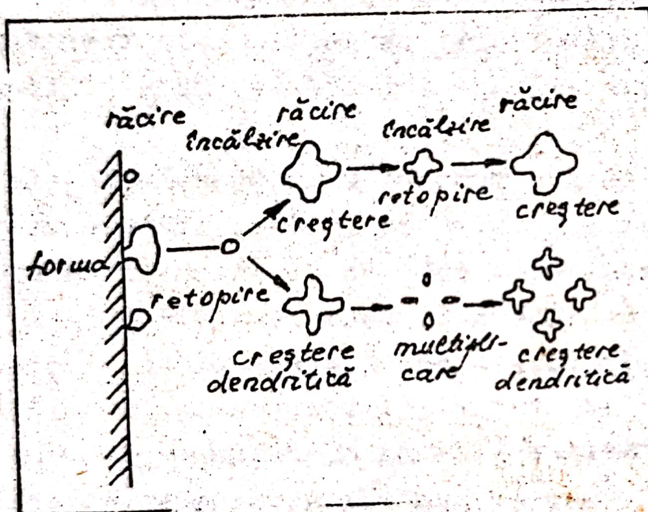


Fig.5.11.3. Influența schematică a multiplicării și separării cristalelor de la peretele formei

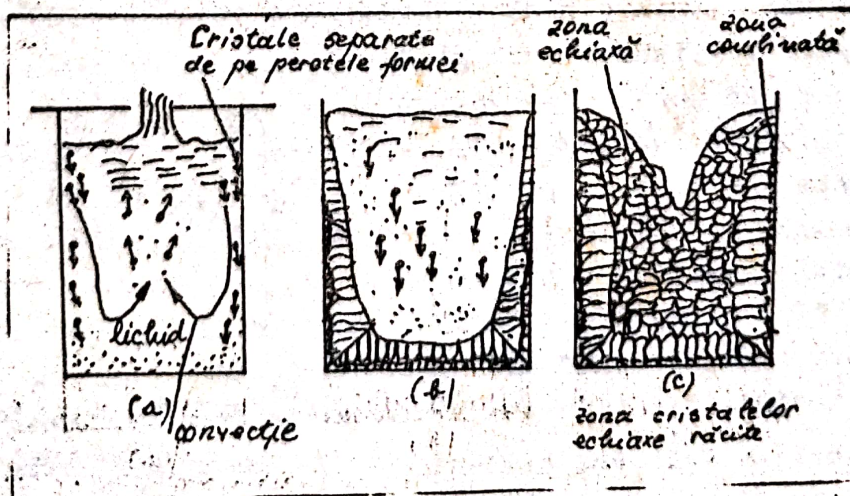


Fig.5.11.4. Schema solidificării unui lingou turnat din oțel

la peretele formei, zonă pe care are loc creşterea în continuare a unor cristale columnare, figura 5.11.4.b.

Pentru micşorarea zonei cristalelor columnare şi formarea unei zone echiaxe centrale cît mai întinse, figura 5.11.4.C, de o deosebită însemnătate este realizarea "mişcării" oţelului în piesele turnate în timpul solidificării.

Solidificarea dinamică a pieselor turnate din oţel se poate realiza prin agitare magnetică, barbotarea topiturii, vibrarea formei, folosirea ultrasunetelor.

Prin agitarea magnetică a oţelului lichid în curs de solidificare se urmăreşte îmbunătăţirea macrostructurii pieselor turnate şi scăderea tendinţei de segregare a elementelor.

Imbunătăţirea macrostructurii se obţine prin transformarea structurii columnare, structură specifică de turnare, într-o structură omogenă echiaxă.

Pentru obţinerea unei structuri cu o granulaţie cît mai fină, oţelul lichid turnat în cavitatea formei, trebuie menţinut într-o stare de mişcare continuă, care să se intensifice sau să scadă în zona de margine şi invers în zona centrală.

Mişcarea oţelului în zonele externe ale piesei turnate poate conduce la ruperea vîrfurilor dendritelor crescute, sau la topirea superficială a acestora. Fragmentele de dendrite rupte care nu se retopesc în oţelul lichid, măresc numărul germenilor de cristalizare, contribuind la formarea unei structuri mai fine.

Mişcarea oţelului contribue şi la micşorarea tendinţei de segregare a elementelor, deoarece suprafaţa frontului de solidificare se află în contact cu o fază lichidă care are o compoziţie omogenă

Pentru realizarea unui cîmp magnetic care să pună în mişcare oţelul lichid este necesară utilizarea unor inductori speciali.

Instalaţiile folosite pentru agitarea magnetică a topiturii de oţel pot avea 3, 4 sau 2 poli care realizează un cîmp magnetic învîrtitor, figura 5.11.5.

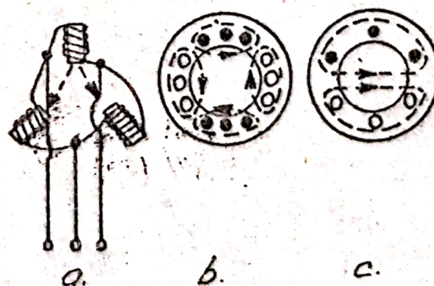


Fig. 5.11.5. Posibilităţi de realizare a cîmpului magnetic învîrtitor

Uzual se folosesc cîmpuri magnetice învîrtitoare realizate cu ajutorul a doi poli, construcţia fiind similară cu statorul unui rotor. Repartiţia liniilor cîmpului magnetic în acest caz este prezentată în figura 5.11.6 , unde se observă că forţele electromag-

netice care apar în interiorul oţelului conferă acestuia o mişcare de rotaţie.

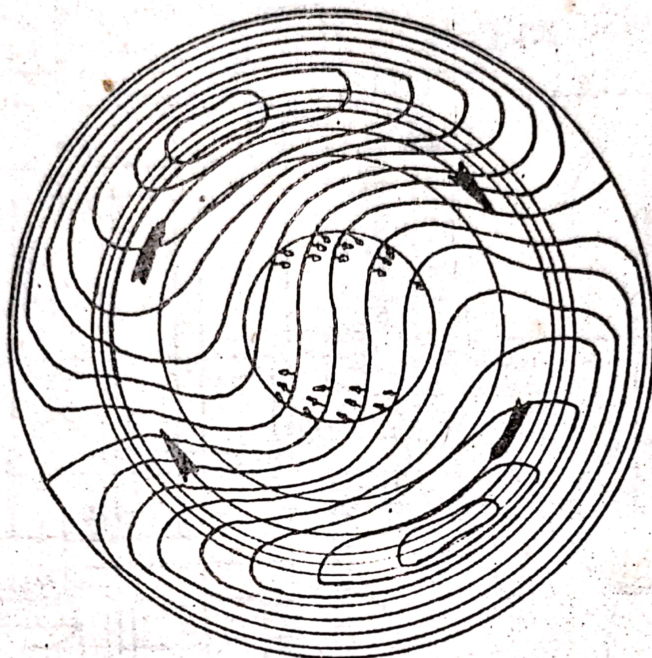


Fig.5.11.6.Repartiţia liniilor cîmpului magnetic

Aceste instalaţii pot fi utilizate pentru agitarea oţelului în cazul turnării acestuia în lingouri sau la turnarea continuă.

Ca urmare a imposibilităţii introducerii acestor inductori în forme, la turnarea pieselor din oţel pentru agitarea magnetică în cursul solidificării se folosesc motoare liniare trifazate.

2. Instalaţia experimentală

Experimentările se vor face pe instalaţia de turnare în forme vidate prezentată în figura 5.11.7 .

Aparatura folosită cuprinde:

- rame de formare de construcţie specială, figura 5.11.8.
- ansamblul placă port model, model, figura 5.11.9.
- inductori răciţi cu apă, fig. 5.11.10.
- transformator de putere
- autotransformator.

In figura 5.11.12 se prezintă o vedere din faţă a ramei de formare iar în figura 5.11.11 o vedere de ansamblu a instalaţiei pentru agitare.

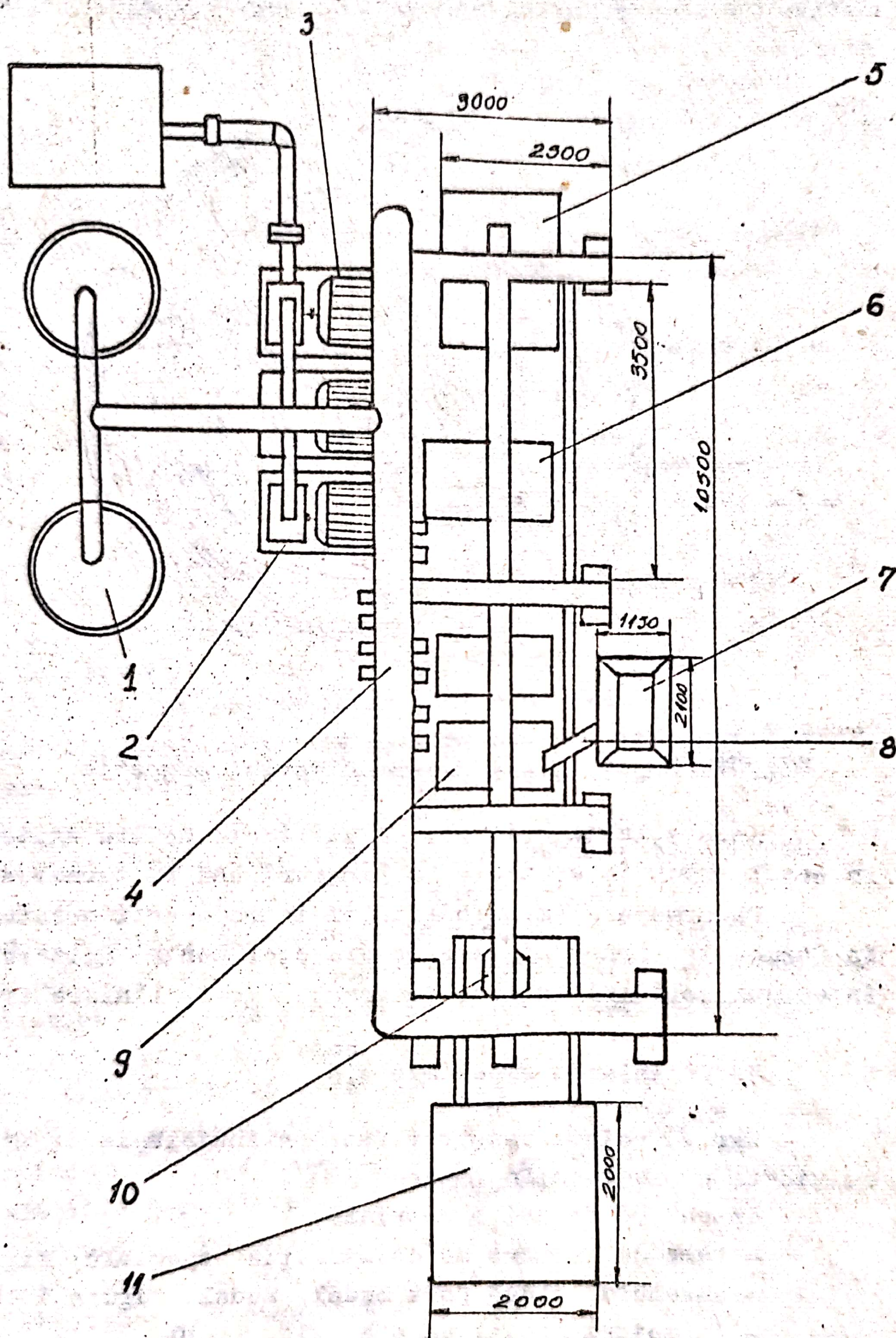
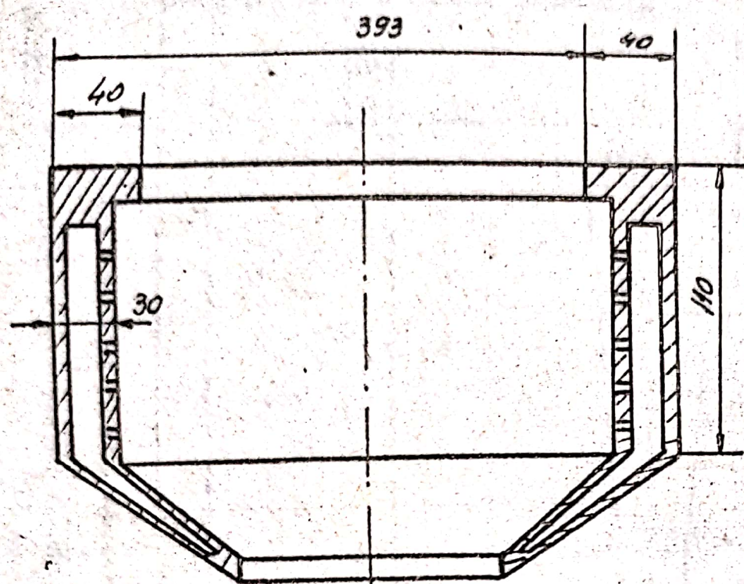
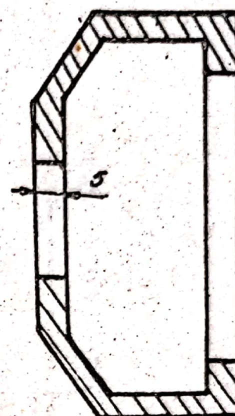
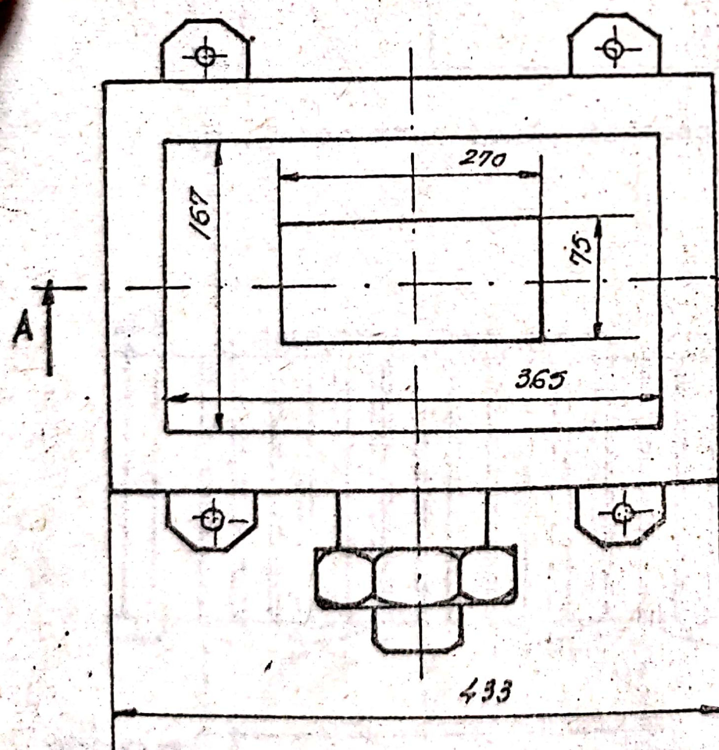


Fig.5.11.7. Stația de vid: 1-două rezervoare de vid de 1,5 m^3; 2-o pompă de aspirație MIL 5o1x2; 3-două pompe de aspirație MIL 5o2; 4-conductă de vid Ø 15o; 5-masă pentru pregătirea foliei; 6-încălzitor folie; 7-buncăr nisip; 8-transportor cu melc; 9-rame de formare; 1o-electropalan; 11-cameră de dezbatere







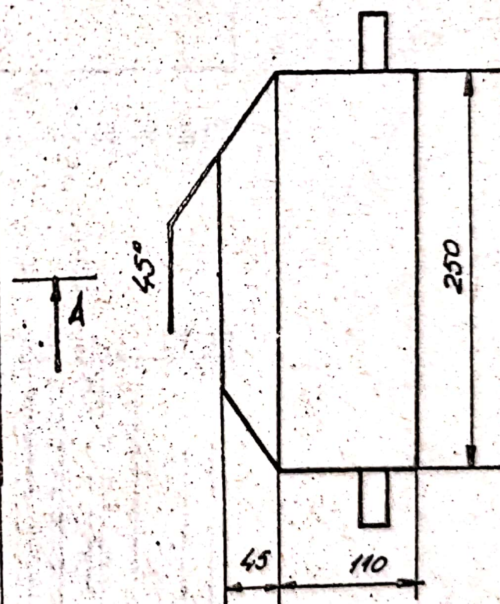


Fig.5.11.8. Rame de formare de construcție specială

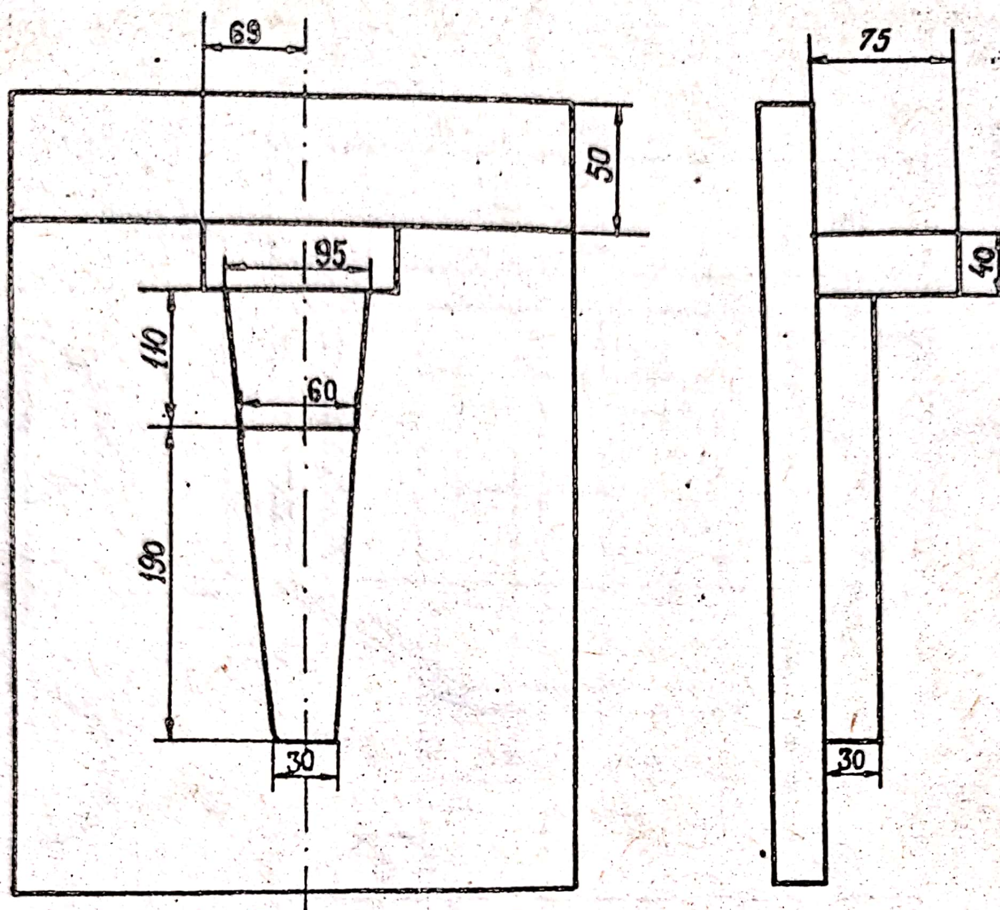


Fig.5.11.9. Ansamblu placă port model, model.

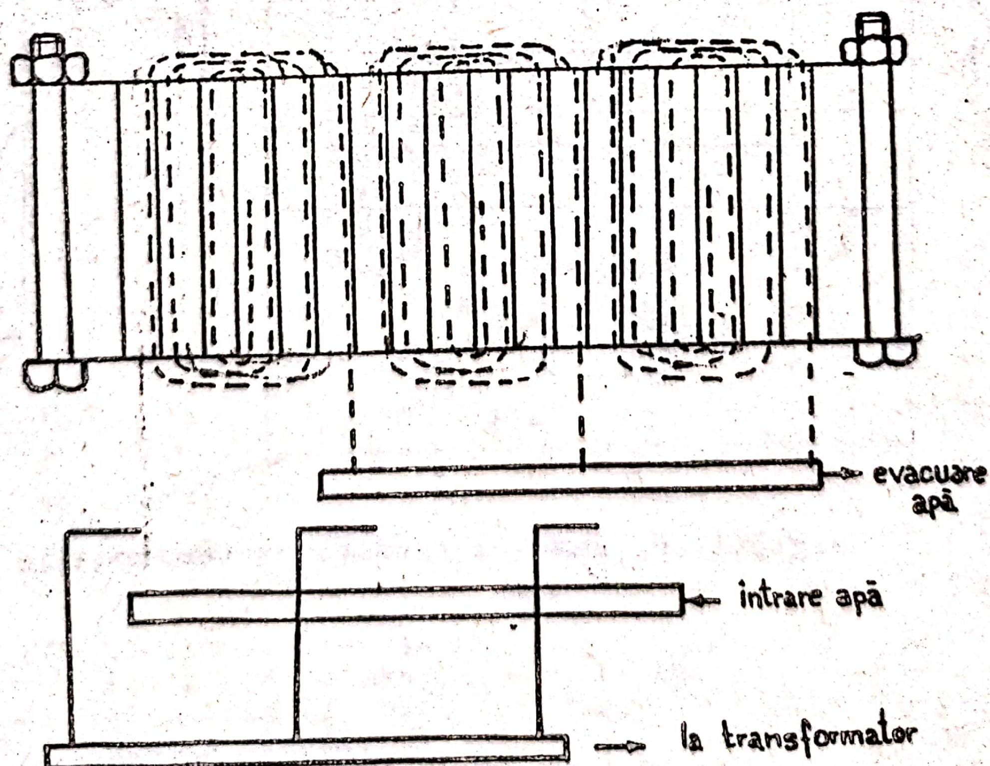


Fig.5.11.1o. Inductori răciţi cu apă.

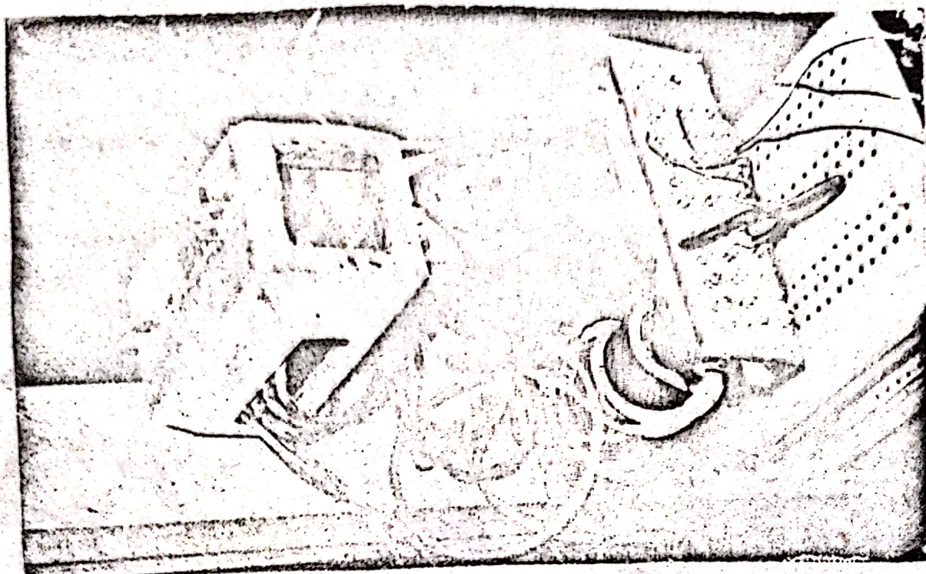


Fig.5.11.11. Vedere de ansamblu a instalaţiei de agitare



Fig.5.11.12. Vedere din faţă a ramei de formare

3. Modul de lucru

Pentru realizarea probelor necesare studierii influenţei agitării magnetice asupra macrostructurii şi segregaţiei, se vor turna probe paralelipipedice cu dimensiunile de 190 x 60 x 30 mm, vezi figura 5.11.9 .

Ramele de formare, cu inductorii montaţi pe ele, sînt centrate pe placa port model, pe care a fost mulată o folie de polietilenă necesară realizării formelor vidate.

Mularea foliei pe placa port model cuprinde următoarele faze:

- pornirea staţiei de vidare. Pentru realizarea vidului se foloseşte o pompă tip MIL 5o1 x 2 racordată la un bazin cu apă cu capacitatea de 1 m^3 şi dacă rezervoare tampon de vid cu volumul de 3 m^3. Pompa este pusă în legătură cu o placă de suţinere a plăcii port model, prevăzută cu orificii pentru absorbiţia aerului de sub folia în curs de mulare;
- încălzirea foliei de polietilenă .Se face în scopul uşurării operaţiei de mulare a acesteia pe model. Incălzirea foliei se face la o temperatură de 100-120°C cu ajutorul unui radiant cu infraroşii;
- mularea foliei. Se realizează legătura dintre placa de susţinere a plăcii port model cu staţia de vid pentru absorbiţia aerului de sub folia de mulare.

In continuare se umple cu nisip uscat rama de formare.

Rama de formare are un furtun de legătură cu staţia de udare. După umplerea cu nisip a ramei de formare şi etanşarea suprafeţei superioare a acestuia cu o folie de acoperire se face legătura ramei de formare cu staţia de vidare prin furtunul delegătură.

In acest moment are loc solidizarea formei.

Pentru realizarea demulării , ridicarea semiformei de pe placa port model, se întrerupe contactul dintre placa port model şi staţia de vidare.

Similar se realizează şi cea de a doua semiformă.

După asamblarea celor două semiforme, acestea se închid şi se consolidează turnarea făcîndu-se în plan vertical.

Se vor turna probe din oţel care vor fi solidificate în condiţiile folosirii unui cîmp magnetic şi al absenţei acestuia.

In cazul solidificării probei în absenţa agitării magnetice turnarea oţelului se face pe la partea superioară prin maselotă, proba răcindu-se în formă pînă la temperatura de dezbatere.

La turnarea probei în cîmp magnetic se realizează legătura dintre inductori şi transformatorul de putere. Transformatorul de putere este alimentat de la reţeaua de 380 V prin intermediul unui autotransformator.

Pentru punerea în evidenţă a agitării magnetice asupra segregaţiei şi macrostructurii pieselor turnate din oţel se vor turna două probe în condiţiile modificării intensităţii cîmpului magnetic

La turnarea primei probe tensiunea de alimentare a transformatorului va fi 98 V, tensiunea în secundar o,5 V, iar intensitatea curentului în secundar 500 A (250 A pe fază).

Pentru cea de a doua probă tensiunea de alimentare a transformatorului va fi 140 V, tensiunea în secundar 1 V, iar intensitatea curentului în secundar 1200 A (600 A pe fază).

In timpul agitării pentru preîntîmpinarea încălzirii inductorilor aceştia sînt răciţi forţat cu apă prin intermediul unei instalaţii de răcire.

Agitarea magnetică se face pe toată perioada solificării probei.

După solidifare se întrerupe alimentarea cu curent electric a inductorilor şi se răcesc probele în formă pînă la temperatura de dezbatere.

4. Rezultatele experimentale şi concluzii

La probele turnate se va îndepărta maselota, se va secţiona longitudinal şi se va analiza poziţia şi mărimea retasurii concentrate în fiecare din cele trei cazuri.

Probele turnate vor fi secţionate longitudinal şi se va analiza macrostructura şi segregaţia sulfului (amprenta Baumann pentru probele agitate în funcţie de intensitatea curentului din inductor în comparaţie cu proba neagitată. Macrostructura se va analiza vizual pe toată secţiunea piesei şi se vor prelucra probe pentru analize la microscop de la baza, mijlocul şi partea superioară a probei.

LUCRAREA nr. 5.12

INFLUENTA CONTINUTULUI DE CARBON ASUPRA PROPRIETATILOR MECANICE ALE OTELURILOR CARBON TURNATE IN PIESE

1. Consideraţii teoretice

Oţelurile carbon sînt aliaje Fe-C cu conţinutul de carbon între o,lo şi o,55%.

Oţelurile carbon turnate în piese se clasifică în trei grupe:

- grupa 1 - oţel cu prescripţii pentru rezistenţă la rupere prin tracţiune şi alungire;
- grupa 2 - oţel cu prescripţii pentru rezistenţa la rupere prin tracţiune, pentru alungire şi pentru limita de curgere;
- grupa 3 - oţel cu prescripţii pentru rezistenţa la rupere prin tracţiune, pentru alungire, pentru limita de curgere şi pentru rezilienţă sau gîtuire.

In funcţie de valoarea rezistenţei la rupere prin tracţiune oţelul carbon se clasifică în următoarele mărci, tabelul 1 Anexa.

Elementul principal care reglează structura şi proprietăţile mecanice ale oţelurilor carbon turnate în piese este carbonul.

Structura oţelurilor carbon, oţeluri hipoeutectoide, este constituită din perlită şi ferită. Cu creşterea conţinutului de carbon creşte cantitatea de perlită din masa metalică de la 2o la 6o%. Structura brută de turnare a oţelurilor este neuniformă şi nu asigură obţinerea proprietăţilor mecanice cerute. De aceea, în vederea uniformizării şi finisării structurii piesele din oţel carbon se tratează termic.

Cele mai răspîndite tratamente sînt cele de recoacere şi normalizare.

Stabilirea conţinutului de carbon al oţelurilor turnate în piese se face în funcţie de proprietăţile mecanice cerute, de condiţiile în care se foloseşte piesa.

In figura 5.12.1 se prezintă corelaţia dintre proprietăţile mecanice şi conţinutul de carbon al oţelului turnat.

Cu creşterea conţinutului de carbon, prin mărirea proporţiei de perlită din structură, cresc valorile proprietăţilor R, R_c şi HB, în timp ce A, Z şi KCU se micşorează.

Intre conţinutul de carbon şi rezistenţa la tracţiune la oţelurile carbon se poate stabili următoarea relaţie:

$$R = 33 + 63\% \, C \quad [daN/mm^2]$$

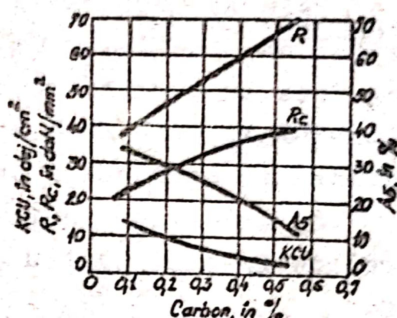


Fig. 5.12.1. Influenţa carbonului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor

Duritatea, ca şi rezistenţa la tracţiune, se măreşte liniar cu creşterea conţinutului de carbon de la 12o la 18o HB în cazul unui tratament de recoacere sau pînă la 22o HB în cazul unui tratament de normalizare, la conţinuturi de o,45-o,5o% C.

Tratamentul de recoacere permite obţinerea unei structuri de echilibru caracterizată printr-un număr mare de grăunţi de ferită şi de perlită lamelară uniform repartizaţi. Tratamentul de recoacere nu schimbă proporţia constituenţilor ci numai numărul, forma şi modul de repartizare a grăunţilor.

Prin tratamentul de normalizare se urmăreşte o finisare şi mai mare a structurii.

In stabilirea conţinutului de carbon al oţelurilor carbon turnate în piese pe lîngă proprietăţile mecanice trebuie să se ţină seamă şi de influenţa carbonului asupra proprietăţilor de turnare.

Creşterea conţinutului de carbon conduce la creşterea contracţiei, deci la creşterea volumului de retasură, la micşorarea tendinţei de formare a crăpăturilor la cald, la mărirea tendinţei de formare a tensiunilor, la micşorarea fluidităţii reale dar la creşterea fluidităţii practice.

2. <u>Modul de lucru</u>

Pentru a studia influenţa carbonului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor turnate în piese se elaborează în

cuptorul cu inducţie o şarjă de oţel din fier ARMCO sau fier vechi cu un conţinut cît mai scăzut de carbon.

Baia se carburează pînă la conţinutul de carbon necesar cu spărturi de electrozi. Calculul cantităţii de spărturi de electrozi se face în funcţie de conţinutul iniţial de carbon al băii, de conţinutul de carbon al spărturilor de electrozi şi de gradul de asimilare al carbonului în baia metalică.

Se determină cantitatea de spărturi de electrozi care se introduce în baie pentru conţinuturi de o,25; o,35; o,45 şi o,55% C.

Pentru conţinuturile de carbon nominalizate mai sus se toarnă probe Ø 3o x 4oo mm în forme din amestec crud şi uscat.

Din fiecare marcă de oţel se vor confecţiona probe pentru determinarea principalelor proprietăţi mecanice, rezistenţa la tracţiune şi duritatea, precum şi şlifuri pentru studierea structurii la microscopul metalografic.

3. Rezultate experimentale şi interpretarea lor

După efectuarea încercărilor de tracţiune şi determinarea durităţii se vor trasa următoarele grafice:

$$R = f\ (\%\ C)$$

$$HB = f\ (\%\ C)$$

pentru cazul turnării în forme din amestec crud şi uscat.

La microscopul metalografic se va urmări variaţia proporţiei de perlită în funcţie de conţinutul de carbon şi influenţa vitezei de răcire asupra structurii secundare a oţelurilor.

LUCRAREA NR. 5.13.

INFLUENTA GRADULUI DE ECRUISARE ASUPRA PROPRIETATILOR MECANICE ALE OTELULUI MANGANOS

1. Consideraţii teoretice

Oţelurile înalt aliate cu mangan sînt cunoscute sub denumirea de oţeluri manganoase sau oţeluri Hadfield.

Elementul principal de aliere este manganul, care variază între 11,5 şi 14,5 %.

In general compoziţia oţelului manganos variază între limitele 1,0...1,4% C, 0,4...1,0% Si, 0,08..0,12% P, 0,02...0,04% S. In unele cazuri oţelul se poate alia suplimentar cu 0,5...2,5%Cr şi 0,5...2,0% Mo. Raportul optim Mn/C este de aproximativ 10.

Structura oţelurilor manganoase prezintă unele particularităţi ca urmare a influenţei manganului asupra domeniilor structurale în sistemul Fe-Mn-C.

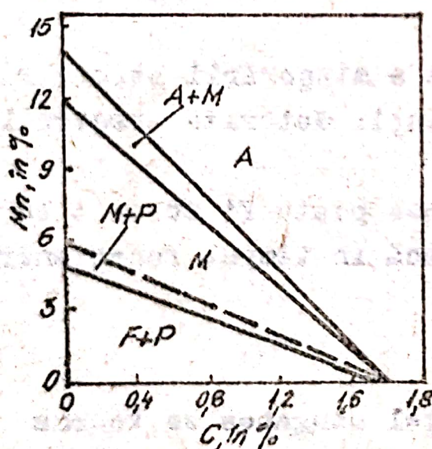


Fig.5.13.1. Diagrama structurală a oţelurilor înalt aliate cu mangan

Structura primară este constituită din austenită, iar la răcirea înceată pînă la temperatura eutectoidă se separă din austenita suprasaturată în carbon, la limita grăunţilor, carburi complexe de mangan şi fier (Fe_3C- Mn_3C).

Deoarece structura austenitică de turnare este neuniformă şi fragilă, piesele nu au proprietăţi ridicate de plasticitate şi tenacitate, putîndu-se sparge în timpul îndepărtării reţelelor de turnare sau a bavurilor . De aceea la aceste oţeluri se aplică obligatoriu tratamentul de călire, temperatura de călire fiind cuprinsă între 1050 şi 1150°C în funcţie de conţinutul de carbon.

Prin tratamentul de călire se urmăreşte dizolvarea carburilor şi obţinerea structurii austenitice.

Oţelurile austenitice manganoase călite prezinte proprietăţi specifice mecanice şi de exploatare:

- rezistenţă ridicată la tracţiune , $R = 80...100$ daN/mm²;
- limita de curgere scăzută $R_c = 25...40$ daN/mm²;
- raportul R_c/R foarte mic, 0,3...0,4;
- alungire şi rezilienţă ridicată, A = 40... 45%, KCU = 20... 30 daJ/cm²;
- duritate relativ scăzută, 180...220 HB.

Principala caracteristică a oţelurilor manganoase o constituie rezistenţa mare la uzură în condiţii de solicitare a pieselor la şoc.

Rezistenţa ridicată la uzură se explică prin procesul de ecruisare. In urma acestor proses , duritatea creşte pînă la 450...500 HB.

Ecruisarea se poate explica prin mai multe mecanisme:

- schimbarea structurii cristaline fine şi a proprietăţilor cristalelor de austenită;
- formarea la suprafaţă a unui număr mare de plane de alunecare şi prin urmare o consolidare şi o creştere a durităţii secundare;
- formarea martensitei de deformare la suprafaţa solicitată;
- separarea de carburi ca urmare a micşorării parametrilor reţelei şi eliminării carbonului din soluţii datorită creşterii gradului de deformaţie.

In aceste condiţii oţelul manganos poate fi folosit ca un material foarte rezistent la uzură dacă în timpul funcţionării este supus la şocuri şi la presiuni.

2. Modul de lucru

După elaborarea unei şarje de oţel manganos se toarnă probe cilindrice cu dimensiunile Ø 35 x 40 mm.

Probele se supun unui tratament de călire în apă la 1050°C.

Se recomandă ca încălzirea pentru călire să se facă cu viteză mică deoarece conductivitatea termică a oţelului manganos, este de cca 3,5 ori mai mică decît a oţelului carbon, iar coeficientul de dilatare termică liniară de 2 ori mai mare. In acest fel se micşorează tendinţa de formare a tensiunilor termice şi a crăpăturilor.

După tratamentul de călire probele se polizează pe cele

două fețe plane și se măsoară duritatea probelor.

In continuare probele se supun operației de ecruisare.

Ecruisarea probelor se realizează la o sonetă de laborator variind numărul de lovituri.

3. Rezultate experimentale și concluzii

Se va măsura din nou duritatea probelor pentru diferite grade de ecruisare și se va trasa graficul variației durității în funcție de gradul de ecruisare.

LUCRAREA NR. 5.14.

METODE PENT[illegible] IDENTIFICAREA RAPIDA A OTELURILOR

1. Consideraţii teoretice

Metodele de identificare rapidă a oţelurilor permit aproximarea prezenţei şi cantităţii elementelor de aliere din oţel.

In practică se folosesc în mod uzual:

- metoda de încercare la scînteie
- metoda microanalizei
- metoda magnetică

Incercarea la scînteie. La polarizarea oţelurilor, forma, lungimea, amplosarea, intensitatea luminoasă şi culoarea scîntei - lor, caracterizează compoziţia chimică a acestora.

Cu ajutorul acestei metode se determină destul de precis conţinutul de carbon al unui oţel, deoarece fascicolul de scîntei se datorează în principal arderii carbonului. Prin polizare are loc smulgerea unor mici particule din proba de oţel, la o temperatură ridicată. Aceste particule se oxidează rapid la suprafaţă, stratul de oxid format putîndu-se exfolia uşor. In interiorul particulelor încălzite, carbonul şi oxigenul intră în reacţii rezultînd CO_2 şi CO, care sparg pelicula de oxizi şi formează explozii.

La efectuarea încărcării la scînteie se urmăresc anumite elemente caracteristice ale fasciculului de scînteie şi anume aspectul traiectoriilor şi al exploziilor.

Formele de bază ale traiectoriilor, figura 5.14.1 , sînt următoarele:

1- traiectorii întrerupte;
2- traiectorii ramificate;
3- traiectorii bifurcate;
4- explozii pe parcursul traiectoriei ;
5- traoiectorii cu capătul descompus;
6- traiectorii cu capătul continuat.

Formele de bază ale exploziilor, figura 5.14.2, sînt următoarele:

1-suliţă; 2-lance; 3-buchet;4-măciucă; 5-picătură.



Fig.5.14.1. Formele de bază ale razelor

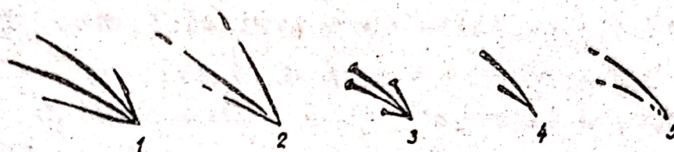


Fig.5.14.2. Formele de bază ale exploziilor

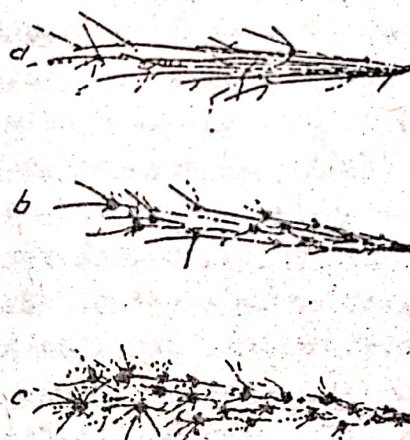


Fig.5.14.3. Aspectul scînteilor pentru oţeluri carbon:
a–o,2%; b–o,5%; c–o,8% C.

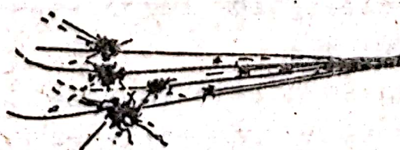


Fig.5.14.4. Aspectul scînteilor unui oţel Cr–Mo de cementare 1,19% Cr, o,44% Mo

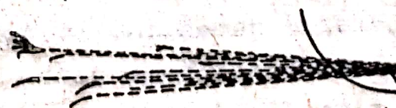


Fig.5.14.5. Aspectul scînteilor unui oţel rapid

Cu creşterea conţinutului de carbon fasciculul de scîntei devine mai bogat în traiectorii, mai scurt, iar numărul exploziilor mai mare, figura 5.142.

Culoarea fasciculului pentru oţeluri carbon este portocaliu roşu-deschis. Luminozitatea fasciculului creşte cu conţinutul de carbon pînă la o,45%C, după care scade, exploziile fiind în formă de lance.

Siliciul produce un fascicul de scîntei de culoare mai închisă diminuînd exploziile carbonului.

Manganul produce o explozie caracteristică, mică, în formă de buchet.

Nichelul produce o îngroşare albă luminoasă alungită a traiectoriei în timp ce cromul produce un fascicul de traiectorii mai subţiri, mai puţin luminos şi explozii mai mici decît un oţel carbon.

Molibdenul produce la capătul fiecărei traiectorii, detaşate de acestea, o virgulă descedentă de culoare roşie.

Oţelul inoxidabil prezintă un fascicul foarte scurt, aproape fără explozii în timp ce oţelul rapid de scule prezintă un fascicul de scîntei de culoare roşu închis; cu traiectorii întrerupte şi explozii în formă de măciucă la capătul lor.

In figurile 5.143, 5.144, 5.145, se prezintă aspectul scînteilor pentru un oţel carbon cu diferite conţinuturi de carbon, pentru un oţel Cr-Mo de cementare şi pentru un oţel rapid .

Metoda microanalizei. Se utilizează pentru determinarea rapidă a elementelor de aliere, nichel, crom, molibden, din oţel prin încercări microchimice.

Metoda magnetică. Se utilizează pentru determinarea stării structurale a oţelurilor pe baza proprietăţilor magnetice diferite ale fazelor din oţel.

2. Modul de lucru

Incercarea la scînteie constă în compararea aspectului scînteielor desprinse la polarizarea probelor necunoscute cu cel al barelor etalon din oţeluri cu compoziţie chimică cunoscută.

Barele etalon sînt marcate cu simbolurile oţelurilor respective, avînd dimensiunile de Ø 20 mm şi L = 200 mm.

Bara etalon şi proba necunoscută vor fi încercate în acelaşi timp fiind apăsate cu aceeaşi putere de piatra de polizor.

La executarea încercării se va urmări şi se va compara numai aspectul traiectoriilor şi exploziilor

Se va identifica de fiecare student un număr de 3 probe.

CAPITOLUL 6

INSTRUCTIUNI TEHNOLOGICE DE ELABORARE

6.1. ELABORAREA OTELULUI CARBON TURNAT IN PIESE IN CUPTOR ELECTRIC CU ARC BAZIC

I. Generalităţi

1. Caracteristicile mecanice ale oţelurilor: conform STAS 600-82.

2. Compoziţia chimică a metalului lichid: conform STAS 600-82.

Conţinutul de aluminiu va fi de minimum o,o35%.

Observaţii:

a) Abaterile de la compoziţia chimică nu constituie motiv de respingere dacă se obţin caracteristicile mecanice şi în contract nu s-a prevăzut altfel.

b) Determinarea compoziţiei chimice prin luarea unei probe din şarjă la mijlocul turnării metalului din oală.

c) Pentru executarea epruvetelor necesare determinării caracteristicilor mecanice, probele se vor preleva la mijlocul turnării metalului din oală şi se vor turna separat în aceleaşi condiţii tehnologice cu piesele.

d) In cazul în care nu se poate întrerupe turnarea pentru a lua probe la mijlocul turnării din oală, probele pentru analiza chimică şi încercări mecanice, se vor lua din apendicele special prevăzut pe piesă.

e) Conţinutul de aluminiu se va însera în buletinul de analiză.

II. Materii prime şi materiale folosite

1. Incărcătura metalică:

- fier vechi (provenit din colectare);
- deşeuri de la atelierul de debitare al uzinei (table, profile, ţevi);
- deşeuri proprii ale secţiei (maselote, reţele, pierderi tehnologice);
- şutaje şi piese rebutate prin forjare;
- fontă albă de afinare, STAS 882-76.

Indiferent de provenienţă, fierul vechi trebuie să fie lipsit de grăsimi, umiditate, vopsele.

2. Pentru carburare se folosesc:
- deşeuri de electrozi de grafit;
- fontă albă (de afinare);
- cocs petrol (STAS 973-73) calcinat la 100°C.

Observaţii:

a) Nu se admite utilizarea cocsului metalurgic pentru carburare.

b) Nu se permite imersarea electrozilor în baia de metal.

c) Deşeurile de electrozi şi cocsul de petrol se vor concasa la o granulaţie de maximum 5o mm/buc.

3. Pentru formarea zgurii se folosesc:
- var metalurgic proaspăt ars şi concasat. Varul folosit la dezoxidare va fi încălzit la 150-200°C. Praful rezultat la operaţia de concasare nu se foloseşte la formarea zgurii;
- fluorură de calciu concasată la granulaţia de 25-3o mm şi încălzită la 150-200°C;
- cocs de petrol sau deşeuri de electrozi, folosiţi la formarea zgurii dezoxidante, granulaţie 1 mm şi încălziţi la temperatura de 110-120°C.

4. Pentru decarburare se folosesc:
- minereu de fier, bulgări cu dimensiuni de 4o-15o mm, calcinat la 300-500°C;
- afinarea se poate face şi prin insuflarea de oxigen în baia metalică.

5. Pentru dezoxidarea oţelului şi aliere se folosesc:
- feromangan;
- ferosiliciu;
- silicomangan;
- aluminiu.

Observaţii:

a) Toate feroaliajele utilizate la dezoxidare se vor calcina în prealabil: ferosiliciul la 1150°C, feromanganul şi silicomanganul la 850°C.

III. Ajustarea cuptorului

1. Ajustarea zidăriei cuptorului se va face după fiecare şarjă elaborată, conform instrucţiunilor tehnologice interne.

2. Pentru ca ajustarea cuptorului să se facă într-un timp cît mai scurt, lo-15 min, este necesar ca materialele de ajustare să fie aduse la cuptor şi pregătite înainte de evacuarea şarjei.

3. După evacuarea şarjei cuptorul se scoate din circuitul electric, se înclină spre orificiul de evacuare pînă la refuz pentru a îndepărta resturile de oţel lichid şi zgură.

4. Pentru ca zidăria cuptorului să nu se răcească în timpul ajustării se recomandă ca electrozii să fie ridicaţi din poziţia de lucru atît cît este necesar pentru desfăşurarea în bune condiţii a operaţiei de ajustare. Prin menţinerea caldă a zidăriei, materialele utilizate la ajustare fac priză mai uşor cu zidăria.

5. Pentru părţile înclinate ale cuptorului se foloseşte la ajustare magnezită granulară în amestec cu gudron sau silicat de sodiu iar pentru planul zgurei, magnezită cu lo% var stins.

6. După ajustare, înainte de încărcarea cuptorului, se verifică starea zidăriei şi anume:

- vatra nu trebuie să prezinte denivelări, gropi, resturi de zgură sau oţel de la şarja precedentă;
- pereţii să nu prezinte tendinţe de surpare;
- bolta să aibă zidăria completă şi să nu fie căzută;
- jgheabul după ajustare să fie dat cu vopsea refractară şi uscat.

IV. <u>Incărcarea cuptorului</u>

1. Pentru elaborarea oţelului carbon turnat în piese încărcătura nu va conţine fier vechi aliat.

2. Incărcătura metalică la sfîrşitul perioadei de topire trebuie să asigure un conţinut de carbon al băii metalice mai mare cu o,25-o,3o% decît limita inferioară a conţinutului de carbon a mărcii de oţel care se elaborează. Reglarea conţinutului de carbon se face prin intermediul elementelor carburante (v.II.2).

3. Incărcătura metalică trebuie să asigure după topire un conţinut de mangan de minim o,25% în baia metalică.

4. Se recomandă ca fierul vechi să fie sortat pe categorii de mărime:

- bucăţi mici (2...7 kg/buc);
- bucăţi medii (8...4o kg/buc);
- bucăţi mari (peste 4o kg/buc).

Pentru a se obţine o compactitate ridicată a încărcăturii se recomandă următoarele proporţii:

Tabelul 6.1.1.

Proporţia şi calitatea fierului vechi folosit în încărcătura metalică

Capacitatea cuptorului, t	Componenţa încărcăturii (% greutate)		
	bucăţi mari	bucăţi medii	bucăţi mici
1,5...5	2o...3o	3o...4o	3o...35
5...1o	25...35	3o...4o	25...3o

5. Inainte de introducerea încărcăturii în cuva cuptorului pe vatra cuptorului se încarcă 25..30% din cantitatea de var necesară formării zgurei (circa 2o kg/t oţel lichid).

6. Pe vatra cuptorului se aşază fier vechi mărunt şi greu cu scopul de a proteja vatra la încărcarea bucăţilor mari şi grele şi de acţiunea arcului electric în perioada de topire.

Peste stratul tampon se încarcă jumătate din carburant, restul de var pentru formarea zgurei de topire şi bauxită pentru fluidizarea zgurei. In continuare se încarcă fierul vechi greu şi pentru a asigura compactitatea încărcăturii între bucăţile de fier vechi greu se introduce restul de carburant şi fier vechi mărunt. Urmează fierul vechi mijlociu iar deasupra fierul vechi uşor.

Sub electrozi se aşază fier vechi mărunt, strunjituri sau cocs mărunt pentru stabilizarea arcului.

7. Incărcarea se face la cuptoarele mici manual sau mecanizat la cele mari.

V. Topirea

1. Durata perioadei de topire se recomandă să nu depăşească 9o minute.

2. După formarea băii metalice se vor împinge bucăţile de fier vechi netopite în baie iar eventualele poduri formate

vor fi tăiate cu oxigen astfel ca încărcătura metalică rămasă suspendată să cadă în baie.

3. Imediat ce se formează baia lichidă se adaugă în zona electrozilor var pentru formarea zgurii care să protejeze baia de atmosfera din cuptor.

4. La sfîrşitul topirii se amestecă bine baia metalică, şi se ia probă pentru determinarea compoziţiei chimice. Din prima probă se determină conţinutul de C; Mn; Si; P; S.

5. Bazicitatea zgurei după topire trebuie să fie 2,o... 2,5.

6. Pentru a se obţine o bună defosforare pe zgura de topire se adaugă minereu de fier mărunt calcinat, în cantitate de 3-5 kg/t.

Cînd zgura de topire a început să spumeze, se ridică electrozii, şi se evacuează din cuptor.

După evacuarea zgurei de topire se va forma o nouă zgură pentru afinare.

7. Dacă conţinutul de Mn al băii metalice este mai mic decît cel prevăzut la punctul IV.3, se creşte conţinutul de mangan prin adăugarea în baia metalică de:

- feromangan;
- deşeuri de oţel manganos.

8. Conţinutul de carbon la sfîrşitul perioadei de topire va trebui să asigure arderea a o,2...o,6% C în timpul perioadei de afinare.

VI. <u>Afinarea - fierberea</u>

1. Afinarea - fierberea, are ca scop îndepărtarea gazelor (hidrogenul şi azotul) şi incluziunilor nemetalice din baia de oţel şi se produce cu minereu de fier sau oxigen tehnic.

2. Baia metalică înainte de începerea afinării cu minereu trebuie să aibă temperatura de minimum 1580°C iar în cazul utilizării oxigenului de minimum 1600°C.

3. Afinarea începe imediat după luarea probelor de topire. In cazul în care conţinutul de fosfor al probei este mai mare decît cel prescris, se trage 2/3 din zgura de topire şi se formează o nouă zgură cu var, bauxită şi minereu. Se lasă zgura să spumeze după care se trage în proporţie de 2/3.

4. Fierberea cu minereu cuprinde două etape:
   - subperioada de fierbere intensă cu minereu;
   - subperioada de fierbere liniştită (fără minereu).

Subperioada de fierbere intensă se execută cu următorul amestec introdus în porţii:

- minereu - atît cît este necesar, considerînd 0,8 kg/t minereu pentru fiecare 0,01% C ce trebuie oxidat;
- var, în cantitate egală cu minereul;
- bauxită, 2%.

Durata subperioadei de fierbere intensă este de circa 30...40 minute, cu o viteză medie de decarburare 0,36-0,48% C/h, pentru a nu se produce eroziunea vetrei. Intre viteza de oxidare a carbonului şi viteza de oxidare a manganului trebuie să se stabilească raportul constant $V_{Mn}/V_C = 1...1,25$. In timpul acestei subperioade zgura trebuie să fie spumoasă şi să debordeze peste prag.

Subperioada de fierbere liniştită durează 15...25 minute, viteza de decarburare fiind mai mică de 0,25% C/h.

La sfîrşitul perioadei de fierbere conţinutul de carbon al băii metalice trebuie să fie egal cu limita inferioară a mărcii de oţel elaborat, iar cel de mangan să fie cu cel puţin 0,10% sub limita inferioară prescrisă pentru oţel.

5. Pe toată durata afinării se controlează decarburarea prin luarea de probe în formă metalică, figura 6.1.1 şi determinarea elementelor la laborator.

Pentru aprecierea rapidă a conţinutului de carbon al băii, în practică se poate utiliza proba de îndoire, care constă în forjarea unui lingou mic, sub formă de bară cu secţiunea pătrată (10 x 10 mm) şi lungimea 150-200 mm. Lingoul se răceşte şi se îndoaie la ciocan, în funcţie de unghiul de îndoire apreciindu-se conţinutul de carbon, figura 6.1.2.

6. Conţinutul de mangan din baia metalică, nu trebuie să fie mai mic de 0,25%. In cazul în care conţinutul de mangan se micşorează sub această valoare în baie se adaugă feromangan.

7. Afinarea cu oxigen se face prin insuflarea acestuia în baia metalică cu ajutorul unei ţevi consumabile de ∅ 28 x 4 mm.

Teava de insuflare se fixează în dispozitivul care este racordat la o ţeavă de cupru şi prin intermediul unui furtun este legat la sursa de oxigen.

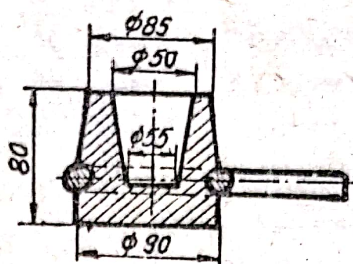


Fig.6.1.1. Cochilă pentru probe

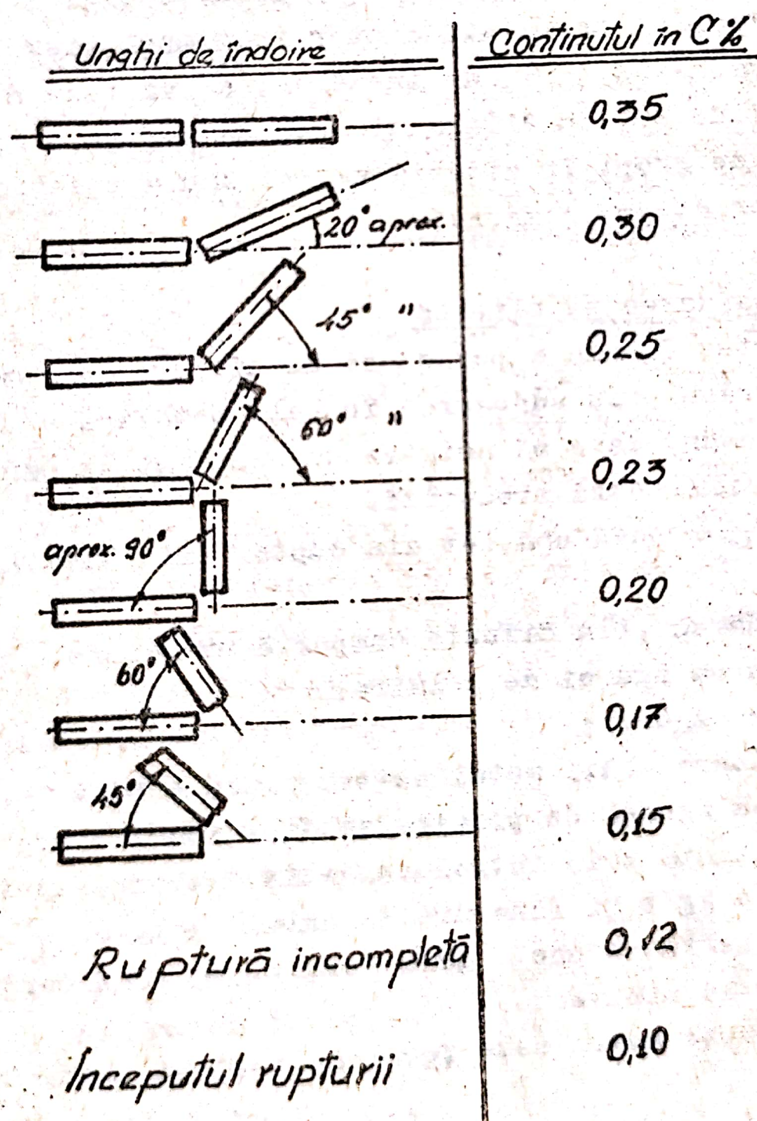


Fig.6.1.2. Corespondența dintre unghiul de îndoire și procentul de carbon

In timpul insuflării cu oxigen zgura se menţine fluidă şi puternic bazică.

Pe toată durata insuflării cu oxigen curentul electric va fi întrerupt şi electrozii ridicaţi.

Presiunea cu care se insuflă oxigenul în baie va fi de 8...10 at.

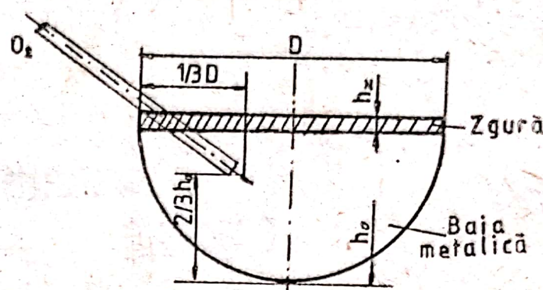


Fig.6.1.3. Schema insuflării cu oxigen

In timpul insuflării cu oxigen pe baia metalică se adaugă var şi fluorură de calciu. Cuptorul se va înclina în faţă pentru ca zgura din cuptor în timpul fierberii să poată deversa. Mişcarea ţevii de insuflare se va face numai în plan cu un unghi de 20° în stînga şi dreapta pentru a evita pericolul formării de gropi în zidăria vetrei sau a pereţilor şi îngroşării pereţilor deasupra zgurei.

VII. Dezoxidarea şi alierea

1. In partea finală a perioadei de afinare se opreşte procesul de decarburare prin adăugarea în baia metalică a unei cantităţi de feromangan, care să asigure un conţinut de mangan în baie sub limita inferioară prescrisă.

2. Se îndepărtează complet din cuptor (min 95%) zgura oxidantă.

3. Dezoxidarea prin difuzie comportă următoarele faze:

- formarea zgurei de primire;
- albirea zgurei;
- menţinerea băii metalice sub zgură albă.

4. Formarea zgurei de primire se face imediat după ce se elimină zgura oxidantă prin introducerea în cuptor a unui amestec format din var 20 kg/t şi fluorură de calciu 3 kg/t.

Amestecul se introduce gata format, în două porţii egale la interval de 10 minute.

După 20 minute zgura este formată şi poate primi amestecul pentru albire.

5. Se ia o probă de oţel şi dacă în compoziţia finală conţinutul de mangan este mai mare de o,4o% se execută o predezoxidare cu 2-3 kg/t feromangan sau silicomangan.

6. Amestecul pentru albirea zgurei diferă în funcţie de conţinutul final de carbon al oţelului.

Pentru oţeluri cu un conţinut de carbon mai mare de o,25% amestecul conţine var, cocs şi fluorură de calciu în proporţie de 5:3: 1. Amestecul se introduce într-o singură porţie.

Pentru oţeluri cu un conţinut de carbon mai mic de o,25% amestecul pentru albire conţine var, cocs, ferosiliciu praf 75% şi fluorură de calciu în proporţie de 5:1,5:1,5:1. Amestecul se poate adăuga în mai multe reprize, amestecînd baia după fiecare porţie.

7. După obţinerea zgurei albe se adaugă feromangan pînă la limita inferioară a mărcii de oţel şi se ia o probă de oţel pentru determinarea conţinutului de carbon şi mangan, după care se amestecă din nou baia lo minute.

8. Temperatura băii fiind ridicată se poate trece la menţinerea băii metalice sub zgură reducătoare pînă la evacuarea oţelului.

Menţinerea sub zgură reducătoare (dezoxidarea) se face cu un amestec de var, ferosiliciu 75% şi fluorură de calciu în proporţie de 6:2:1. Amestecul se introduce gata format în trei reprize la intervale de 5...lo minute. Pe lîngă amestec se introduce o,5...1 kg/t cocs petrol pentru menţinerea zgurei albe.

După introducerea în cuptor a celei de a doua porţii de amestec reducător se ia o probă de zgură pentru determinarea FeO şi se măsoară temperatura oţelului. Controlul temperaturii se face şi cu ajutorul termocuplului de imersie.

După introducerea ultimei porţii se măsoară din nou temperatura băii metalice.

9. Gradul de dezoxidare realizat se verifică prin probe tehnologice luate în cochilă. O probă bine dezoxidată nu mai emană gaze şi scîntei iar după solidificare are o suprafaţă concavă, fig. 6.1.4.

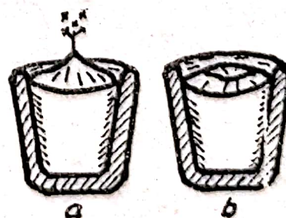


Fig.6.1.4. Probe de oţel după dezoxidare:
a-oţel insuficient dezoxidat;
b-oţel dezoxidat complet.

lo. Se fac corecţiile necesare de compoziţie chimică prin adăugarea feroaliajelor respective.

Inainte de evacuarea şarjei cu 15 minute se introduce ferosiliciu 75% pentru aliere la limita superioară a mărcii de oţel care se elaborează.

11. Pentru dezoxidarea finală se introduce în oala pentru turnare o,5-o,6 kg/t aluminiu.

VIII. Evacuarea şi turnarea

1. Temperatura băii metalice în cuptor, măsurată cu termocuplul de imersie, înainte de evacuare trebuie să fie:

- 1680°C pentru OT4oo- OT45o;
- 1650°C pentru OT5oo- OT55o;
- 1640°C pentru OT6oo- OT7oo.

2. In perioada încălzirii băii metalice în cuptor pînă la temperatura de evacuare se verifică dacă jgheabul cuptorului se află în stare bună, dacă orificiul de curgere este curăţat, dacă mecanismul de închidere-deschidere a oalei funcţionează.

Oala va fi încălzită la minimum 700°C, timpul maxim de menţinere la jgheab fiind de lo minute.

3. Cînd temperatura oţelului este cea prescrisă şi se cunoaşte compoziţia chimică se face evacuarea şarjei.

4. După umplerea oalei se lasă circa 5...7 minute oala pentru a se decanta incluziunile şi a se ajunge la temperatura de turnare, T_t = 1460 - 1480°C.

6.2. ELABORAREA IN CUPTOR ACID A OTELULUI CARBON TURNAT IN PIESE

I. Generalități

1. Caracteristicile mecanice ale oțelurilor conform STAS
2. Compoziția chimică a metalului lichid conform STAS.

II. Materii prime și materiale folosite

1. Incărcătura metalică se compune din:

- fier vechi , deșeuri de oțel carbon cu max. 0,05% P, provenit din șine de cale ferată, osii, bandaje, cu dimensiunile maxime de 200 x 200 x 200 mm;
- așchii de oțel sfărîmate și brichetate; nu se admite folosirea brichetelor provenite din așchiile de oțeluri aliate de la sculărie;
- deșeuri de tablă, balotate în pachete de max. 500 x 400 x 250 mm;
- bavuri de forjă, din oțel carbon, cu grosimea minimă de 6 mm, debitate la dimensiuni de 200 x 200 mm;
- deșeuri recirculate proprii.

2. Pentru carburare se folosește cocs petrol sau fontă de afinare în proporție de 2...3%.

3. Pentru formarea zgurei se folosesc:

- var metalurgic;
- nisip cuarțos uscat.

4. Pentru aliere și dezoxidare se folosesc:

4. - FeMn4;
- aluminiu bloc Al 99%.

Inainte de utilizare, feromanganul se calcinează iar aluminiul se preîncălzește la 200°C.

III. Ajustarea cuptorului

1. După evacuarea șarjei de oțel din cuptor, acesta se menține înclinat pînă la scurgerea tuturor resturilor de oțel și zgură.

2. Se readuce cuptorul în poziție orizontală și se examinează starea vetrei.

3. Dacă vatra nu prezintă gropi și resturi de oțel sau zgură se aruncă nisip cu lopata, începînd cu pantele pereților și terminînd cu vatra. Operația se execută cît pereții cuptorului sînt calzi.

4. Dacă vatra are gropi mici, în care se găsesc resturi de oțel și zgură, se reface pieptul cuptorului, după care se basculează cuptorul în poziția cea mai înclinată pentru scurgerea resturilor de oțel și zgură.

5. Dacă vatra are gropi mari cu resturi de oțel se reface pieptul cuptorului în poziție înclinată și se aruncă lopeți de nisip în zonele afectate ale vetrei din care s-au scurs resturile de oțel și zgură.

6. Dacă temperatura cuptorului a scăzut mult se utilizează pentru ajustare următorul amestec: cuarțită sau nisip de Aghireș spălat 82%, bentonită 15% și silicat de sodiu 3%. Silicatul de sodiu se dizolvă în apă caldă (1:1).

După ce se depune un strat de circa 5o mm pe vatră și părțile înclinate ale vetrei se coboară electrozii înroșiți, se închide ușa și în timp de 1o...15 min, materialul de ajustare este sudat.

IV. Incărcarea cuptorului

Incărcătura pentru elaborarea unei șarje se compune din:

- încărcătură metalică procurată din întreprindere sau din afară;
- materiale metalice recirculate;
- cocs petrol, uscat și măcinat la dimensiuni de max.1o mm

Incărcarea cuptorului cuprinde următoarele etape:

- se apreciază conținutul de carbon al încărcăturii. Dacă acest conținut este mai mic de o,4o% pe vatra cuptorului se adaugă cocs petrol;
- conținutul de sulf și fosfor al încărcăturii trebuie să fie sub cel prescris în oțel;
- se încarcă la început așchiile brichetate, după ce în prealabil se obturează orificiul de scurgere a oțelului cu ajutorul a cîteva rețele de turnare;

- se încarcă materialele recirculate: reţele de turnare, maselote, pierderi tehnologice;
- se încarcă bavurile de forjă, baloturile de tablă şi deşeurile de oţel debitate; bucăţile mari şi grele se încarcă sub şi între electrozi, iar cele mai uşoare spre pereţi.

Incărcătura trebuie să fie pregătită avansat, deşeurile de turnătorie vor fi curăţate de nisip, uscate şi fără ulei. In cuptoarele electrice acide nu se foloseşte fier vechi ruginit, deoarece în timpul topirii oxizii de fier se infiltrează în vatră, formînd silicaţi de fier cu temperatură joasă de topire ceea-ce duce la micşorarea refractarităţii vetrei.

Incărcarea cuptorului se va face cît mai repede pentru a limita oxidarea.

V. Topirea

1. Topirea se începe cu tensiune mai mare decît la cuptoarele bazice, 18o V, şi pînă la stabilizarea arcurilor, intensitatea cuptorului se menţine la jumătate din cea normală, 5ooo... 6ooo A. După stabilizarea arcurilor se măreşte tensiunea şi intensitatea curebtului la maximum.

2. După ce circa 3/4 din şarjă s-a topit se împinge în baia lichidă bucăţile netopite de pe lîngă pereţii cuptorului.

3. După topirea întregii încărcături se ia o probă pentru determinarea conţinuturilor de C şi Mn. Conţinutul de carbon la sfîrşitul topirii trebuie să fie cu o,12...o,25% mai mare decît cel prescris în oţelul final.

4. Se examinează culoarea şi aspectul zgurii, la suprafaţă şi în spărtură.

VI. Afinarea şi dezoxidarea

1. In cazul cînd la topire zgura este neagră, cu aspect de cărbune atît la suprafaţă cît şi în spărtură, baia de oţel se încălzeşte puternic şi începe fierberea.

2. Dacă zgura este de culoare neagră, dar lucioasă, sau de culoare cafenie se adaugă minereu de fier. Cantitatea de minereu adăugată depinde de conţinutul de carbon al şarjei, ea-

fiind de o,5 kg pentru fiecare zecime de procent diferenţă în plus faţă de conţinutul de carbon dorit.

3. După 2o minute de la începerea fierberii se determină temperatura băii, starea de dezoxidare a metalului, a zgurei, şi se ia o probă pentru determinarea conţinutului de carbon.

Fierberea se prelungeşte pînă cînd conţinutul de carbon scade cu cel puţin o,15% C.

In timpul fierberii se adaugă var stins şi nisip uscat deoarece zgura trebuie să fie bine dezoxidată cînd fierberea se apropie de sfîrşit.

4. Sarja poate fi evacuată dacă se îndeplinesc următoarele condiţii:

- micşorarea conţinutului de carbon în timpul fierberii cu cel puţin o,15%;
- zgura să fie dezoxidată; scăderea conţinutului de FeO din zgură poate fi urmărită pe baza modificării culorii zgurei: de la negru cafeniu pentru (FeO) > 25%, la cafeniu închis pentru (FeO) = 25...22%, la cafeniu deschis pentru (FeO) = 22...2o%m la cafeniu deschis gălbui pentru (FeO) = 2o...17%, la gălbui verde pentru (FeO) < 17%;
- temperatura oţelului să fie mai înaltă de 1600°C;
- oţelul este bine dezoxidat, iar conţinutul de siliciu să fie mai mare de o,25% ca urmare a regenerării acestuia din SiO_2 din zgură şi din vatră.

Procesul de regenerare a siliciului necesită temperaturi ridicate ale băii metalice, peste 1470°C.

Reacţiile de regenerare ale siliciului conduc la deoxidarea şi calmarea oţelului, deci se elimină dezoxidarea prin precipitare cu ferosiliciu.

Se interzic adaosurile de feromangan şi ferosiliciu în cuptor.

VII. Evacuarea şarjei

1. Oala utilizată la evacuarea şarjei se preîncălzeşte la 800°C.

Golirea cuptorului se face prin basculare, după ce în prealabil s-a destupat orificiul de golire, s-a întrerupt curentul, iar electrozii au fost ridicaţi pînă în poziţia extremă.

2. In oală se introduce feromangan calcinat în proporţie de 7 kg/t oţel lichid, după ce în oală se află deja o cantitate de oţel lichid.

După introducerea feromanganului se introduce în oală aluminiu în proporţie de 1,5 kg/t oţel lichid, prins pe o bară de oţel de Ø 14 mm.

3. După turnarea oţelului căptuşeala oalei se înlocuieşte.

A N E X E

Compoziţia chimică a oţelurilor carbon turnate în piese

Marca oţelului	Compoziţia chimică, % Carbon	Mangan	Siliciu	P max.	S max.
OT 400-1 OT 400-2 OT 400-3	0,10...0,20	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040
OT 450-1 OT 450-2 OT 450-3	0,20...0,30	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040
OT 500-1 OT 500-2 OT 500-3	0,30...0,40	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040
OT 550-1 OT 550-2 OT 550-3	0,35...0,45	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040
OT 600-1 OT 600-2 OT 600-3	0,40...0,50	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040
OT 700-1 OT 700-2	0,50...0,60	0,40...0,80	0,25...0,50	0,040	0,040

OBSERVATII:

1. Abaterile de la compoziţia chimică nu constituie motiv de respingere, dacă sînt realizate caracteristicile mecanice.
2. Conţinutul de crom, nichel şi cupru trebuie să nu depăşească 0,3% pentru fiecare element în parte. Abaterile de la acest conţinut nu constituie motiv de respingere, dacă, în contract nu este prevăzut conţinutul pentru fiecare element în parte.
3. Cu acordul beneficiarului pentru oţelul carbon din grupa 1, se admit conţinuturi de sulf şi fosfor de max.0,06% pentru fiecare.

Caracteristici mecanice ale oțelurilor carbon turnate în piese

Grupa	Marca	Rezistența de rupere la tracțiune R_m N/mm^2 min.	Limita de curgere R_e N/mm^2 min.	Alungirea la rupere A % min.	Gîtuirea la rupere Z % min.	Reziliența KCU 2 J/cm^2 min.	Duritatea Brinell HB (min.) informativ
1	OT 4oo	39o	-	2o	-	-	11o
	OT 45o	44o	-	18	-	-	124
	OT 5oo	49o	-	15	-	-	138
	OT 55o	54o	-	12	-	-	153
	OT 6oo	59o	-	1o	-	-	169
	OT 7oo	69o	-	6	-	-	179
2	OT 4oo	39o	2oo	25	-	-	11o
	OT 45o	44o	24o	22	-	-	124
	OT 5oo	49o	27o	18	-	-	138
	OT 55o	54o	31o	15	-	-	153
	OT 6oo	59o	34o	12	-	-	169
	OT 7oo	69o	41o	1o	-	-	179
3	OT 4oo	39o	2oo	25	35	5o	11o
	OT 45o	44o	24o	22	3o	4o	124
	OT 5oo	49o	27o	18	25	35	138
	OT 55o	54o	31o	15	21	3o	153
	OT 6oo	59o	34o	12	18	25	169

COMPOZIȚIA CHIMICĂ A OȚELURILOR SLAB ALIATE

Marca oțelului	Compoziția chimică %									
	C	Mn	Si	Pmax	Smax	Cr	Ni	Mo	Cu	Ti	V
A. Oțeluri de largă utilizare											
T20Mn14	0,15... 0,25	1,20... 1,60	0,20... 0.45	0,04	0,04	max.0.30	max.0.30	–	max.0,30	–	–
T35Mn14	0.30... 0.40	1.20... 1.60	0.20... 0,45	0.04	0.04	max.0.30	max.0.30	–	max.0.30	–	–
T40Mn11	0.35... 0.45	1.00... 1.30	0.20... 0.45	0.04	0.04	max 0.30	max 0.30	–	max 0.30	–	–
T30SiMn12	0.25... 0.35	1.10... 1.40	0.50... 0.80	0.04	0.04	max 0.30	max 0.30	–	max 0.30	–	–
T40MnNi07	0.35... 0.45	1.00... 1.20	0.20... 0.45	0.04	0.04	max 0.30	0.60... 0.90	–	max.0.30	–	–
T34MoCr09	0.30... 0.38	0.50... 0.80	0.20... 0.45	0.04	0.04	0.80... 1.10	max 0.30	0.20... 0.30	max 0.30	–	–
T35MoCrNi08	0.30... 0.40	0.50... 0.80	max 0.45	0.03	0.03	0.60... 1.00	0.60... 1.00	0.15... 0.25	max 0.30	–	–
T26VSiMn14	0.22... 0.30	1.20... 1.60	0.60... 0.90	0.04	0.04	max 0.30	max 0.30	–	max 0.30	–	0.07... 0.15
T20TiMn12	0.16... 0.24	1.00... 1.30	0.60... 0.80	0.03	0.03	max 0.30	max 0.30	–	max 0.30	0.04... 0.08	–
B. Oțeluri elaborate cu acordul producătorului.											
T35SiCrMn11	0.30... 0.40	1.00... 1.30	0.50... 0.80	0.04	0.04	0.60... 0.90	max 0.30	–	max 0.30	–	–
T30MoCrNi14	0.25... 0.35	0.40... 0.90	0.20... 0.45	0.04	0.04	1.30... 1.60	1.30... 1.60	0.20... 0.30	max 0.30	–	–
T40TiCrNi17	0.35... 0.45	0.40... 0.90	0.20... 0.45	0.04	0.04	0.70... 1.00	1.50... 1.90	–	max 0.30	0.02... 1.00	–
T12VMoCu-CrNi16	0.10... 0.18	0.30... 0.55	0.20... 0.45	0.03	0.03	1.20... 1.70	1.40... 1.80	0.20... 0.30	0.40... 0.65	–	0.08... 0.15
T40VMn17	0.35... 0.45	1.60 1.90	0.20... 0.45	0.04	0.04	max 0.30	max 0.30	–	–	–	0.10... 0.20

COMPOZIȚIA CHIMICA A OȚELURILOR AUSTENITICE MANGANOASE

Marca oțelului	Compoziția chimică %							
	C	Mn	Si	P max	S max	Ni	Cr	Mo
T105Mn120	0.9...1,2	11,5...13,5	0.5...1.0	0.11	0.05	max 0.8	–	–
T130Mn135	1.25...1.4	12.5...14.5	0.5...1.0	0.11	0.05	max 0.8	–	–
T130MoMn135	1.25...1.4	12.5...14.5	0.5...1.0	0.11	0.05	max 0.8	–	0.9...1.1
T110Mn110	1.0...1.1	min 11.0	max 1.0	0.10	0.06	–	–	–
T120Mn110	1.0...1.1	min 11.0	max 1.0	0.10	–	–	–	–
T100Mn120	0.9...1.05	11.5...14.0	max 1.0	0.10	–	–	–	–
T120CrMn130	1.05...1.35	11.5...14.0	max 1.0	0.07	–	–	1.5...2.5	–
T100NiMn130	0.7...1.3	11.5...14.0	max 1.0	0.07	–	3.0...4.0	–	–
T100MoMn130	0.7...1.3	11.5...14.0	max 1.0	0.07	–	–	–	0.9...1.2
T70Mn140	0.6...0.8	12.5...15.5	0.5...1.0	0.10	0.05	–	0.6...1.0	–

CARACTERISTICELE MECANICE ALE OȚELURILOR AUSTENITICE MANGANOASE

Limita de curgere $R_{p0.2}$ N/mm² (Kgf/mm²)	Rezistența la tracțiune R_m N/mm² (Kgf/mm²)	Alungirea la rupere A pentru $L_0=5,65\sqrt{S_0}$ %	Gîtuirea la rupere Z %	Reziliența KCU-300/2 la −120°C J/cm² (Kg.f.m/cm²)	Rezistența la încovoiere R_{mi} N/mm² (Kgf/mm²)	Duritatea Brinell HB
245...390 (25...40)	780...980 (80...100)	40...55	35...40	20...30	245...295 (25...30)	180...220

OȚELURI INOXIDABILE TURNATE IN PIESE

Marca oțelului.	Compoziția chimică %										
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Cu	Ti	Nb	S max.	P max.
T15 Cr 170	0.10...0.20	max 0.60	1.50...2.00	16.0...18.0	max 1.00	—	—	—	—	0.03	0.03
T15 Cr 200	0.10...0.20	max 1.00	max 1.00	18.0...22.0	max 1.00	—	—	—	—	0.03	0.03
T15 Cr 280	0.10...0.20	max 1.00	max 1.00	27.0...29.0	max 1.00	—	—	—	—	0.03	0.03
T6 NiCr 180	max 0.06	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	—	—	—	—	0.03	0.03
T6 MoNiCr 180	max 0.06	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	2.0...3.0	—	—	—	0.03	0.03
T10 NiCr 180	max 0.10	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	—	—	5×%C	—	0.03	0.03
T10 MoNiCr 180	max 0.10	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	2.0...3.0	—	—	8×%C	0.03	0.03
T15 NiCr 180	max 0.15	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	—	—	—	—	0.03	0.03
T15 MoNiCr 180	max 0.15	1.0...2.0	0.50...2.0	17.0...19.0	8.0...11.0	2.0...3.0	—	—	—	0.03	0.03
T25 CuMoNiCr 180	0.2...0.3	0.5...1.5	1.0...2.5	17.0...19.0	8.0...11.0	1.0...2.5	1.5...2.5	—	—	0.03	0.03
T6 CuMoNiCr 200	max 0.6	1.0...2.0	0.5...1.5	18.0...22.0	24.0...26.0	2.0...3.0	1.5...2.5	—	—	0.03	0.03

CARACTERISTICI MECANICE ȘI TEHNOLOGICE ALE OȚELURILOR INOXIDABILE

Marca oțelului.	Tratamentul termic aplicat					Caracteristici mecanice după îmbunătățire.				Structura metalo-grafică (informativ)
	Recoacere.	Îmbunătățire				Limita de curgere $R_{p0{,}2}$ N/mm² (kgf/mm²) min.	Rezistența la tracțiune R_m N/mm² (kgf/mm²)	Alungirea la rupere A pt. $L_0 = 5{,}65\sqrt{S_0}$ % min	Duritatea Brinell HB	
		Călire		Revenire						
	Temperaturi recomandate °C	Temperaturi recomandate °C	Medii de răcire	Temperaturi recomandate °C	Medii de răcire					
T15Cr170	750...850	1000...1050	ulei	650...750	aer	590 (60)	min 780 (80)	4	110...190	Feritică
T15Cr200	750...850	1000...1050	ulei	650...750	aer	–	min 440 (45)	18	127...183	Feritică
T15Cr280	800...900	–	–	–	–	290 (30)	min 440 (45)	20	140...190	Feritică
T6NiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	190 (20)	min 440 (45)	25	140...190	Austenitică
T6MoNiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	230 (24)	min 440 (45)	25	140...190	Austenitică
T10NiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	230 (24)	490...590 (50...60)	20	140...190	Austenitică
T10MoNiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	230 (24)	490...590 (50...60)	20	140...190	Austenitică
T15NiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	240 (25)	min 490 (50)	20	140...190	Austenitică
T15MoNiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	240 (25)	min 490 (50)	20	140...190	Austenitică
T25CuMoNiCr180	–	1050...1150	apă	–	–	–	–	–	140...230	Austenitică
T6CuMoNiCr200	–	1050...1150	apă	–	–	190 (20)	min 540 (55)	15	160...210	Austenitică

Caracteristici fizice ale unor oțeluri înalt aliate

Marca oțelului	Caracteristici fizice (informativ)							
		Conductivitate termică la 20°C J/cm·s·°C (cal/cm·s·°C)	Căldura masică la 20°C J/g·°C (cal/g·°C)	Coeficient de dilatare termică de la 20°C la 400°C (10^{-6} m/m·°C)	800°C	1000°C	1200°C	Contracția %
T20 Mo Cr 90 T20 Mo Cr 90 X	7,7	0,19 (0,045)	5,2 (0,12)	12,5	13,5	–	–	2
T15 Cr 130 T15 Cr 130 X	7,7	0,30 (0,070)	4,8 (0,11)	11,5	13,5	–	–	2
T20 Cr 130 T20 Cr 130 X	7,7	0,30 (0,070)	4,8 (0,11)	11,5	13,5	–	–	2
T40 Si Cr 130 T40 Si Cr 130X	7,7	0,19 (0,045)	5,2 (0,12)	12,5	13,5	–	–	2
T40 Cr. 130 T40 Cr 130X	7,7	0,19 (0,045)	5,2 (0,12)	12,5	13,5	–	–	2
T75 Cr 280 T75 Cr 280X	7,5	0,19 (0,045)	5,2 (0,12)	11,5	14	16	–	1,5
T70 Mo Cr 280 T70 Mo Cr 280X	7,5	0,19 (0,045)	5,2 (0,12)	11,5	14	16	–	1,5
T12 Ti Mo Ni Cr 175 T12 Ti Mo Ni Cr 175X	7,8	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	17,5	18,5	19,5	–	2,5
T15 Ni Cr 180 T15 Ni Cr 180X	7,9	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	18,0	–	–	–	2,5
T15 Mo Ni Cr 180 T15 Mo Ni Cr 180X	7,9	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	18,5	–	–	–	2,5
T35 Ni Cr 260 T35 Ni Cr 260X	7,8	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	17,5	18,5	19	19,5	2,5
T25 Ni Cr 250 T25 Ni Cr 250X	7,8	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	17	18	19	19,5	2,5
T20 Cr Ni 370 T20 Cr Ni 370X	8,0	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	16	17	18,5	19	2
T35 Cr Ni 370 T35 Cr Ni 370X	8,0	0,15 (0,035)	5,2 (0,12)	16	17	18,5	19	2

Influența elementelor de aliere asupra proprietăților oțelului

Elementul de aliere \ Proprietatea	Caracteristici mecanice: Duritate	Rezistența	Limita de curgere	Alungire	Gâtuire	Reziliența	Elasticitate	Rez. la temp. ridicate	Viteza de răcire	Formare de carburi	Rezistența la uzură	Capacitatea de forjare	Așchiabilitate	Formare de țunder	Capacitatea de nitrurare	Rezistența la coroziune	Propr. magnetice: Hysterezis	Permeabilit.	Forța coercitivă	Remanența	Pierderea de watti
Siliciu	↑	↑	↑↑	↓	~	↓	↑↑↑	↑	↓	↓	↓↓↓	↓	↓	↓	↓	—	↓↓	↑↑	↓↓	—	↓↓
Mn oțel perlitic	↑	↑	↑	~	~	~	↑	~	↓	~	↓↓	↑	↓	~	~	—					
Mn oțel austenitic	↓↓↓	↑	↓	↑↑↑	~	—	—	—	↓↓	—	—	↓↓↓	↓↓↓	↓↓	—	—					
Crom	↑↑	↑↑	↑↑	↓	↓	↓	↑	↑	↓↓↓	↑↑	↑	↓	—	↓↓↓	↑↑	↑↑↑			↑	↑↑	
Ni oțel perlitic	↑	↑	↑	~	~	~	—	↑	↓↓	—	↓↓	↓	↓	↓	—	—			↑↑	↑↑	
Ni oțel austenitic	↓↓	↑	↓	↑↑↑	↑↑	↑↑↑	—	↑↑↑	↓↓	—	—	↓↓↓	↓↓↓	↓↓	—	↑↑					
Aluminiu	—	—	—	—	↓	↓	—	—	—	—	—	↓↓	—	↓↓	↑↑↑	—			↑↑	↑↑	
Wolfram	↑	↑	↑	↓	↓	~	—	↑↑↑	↓↓	↑↑	↑↑↑	↓↓	↓↓	↓↓	↑	—			↑↑↑	↑↑↑	
Vanadiu	↑	↑	↑	~	~	↑	↑	↑↑↑	↓↓	↑↑↑↑	↑↑	↑	—	↓	↑	↑					
Cobalt	↑	↑	↑	↓	↓	↓	—	↑↑	↑↑	—	↑↑↑	↓	~	↓	—	—		↑↑	↑↑↑	↑↑↑	
Molibden	↑	↑	↑	↓	↓	↑	—	↑↑	↓↓	↑↑↑	↑↑	↓	↓	↑↑	↑↑	—			↑		
Cupru	↑	↑	↑↑	~	~	~	—	↑	—	—	—	↓↓↓	~	~	—	↑					
Sulf	—	—	—	↓	↓	↓	—	—	—	—	—	↓↓↓	↑↑↑	—	—	↓					
Fosfor	↑	↑	↑	↓	↓	↓↓↓	—	—	—	—	—	↓	↑↑	—	—	—					

TEMPERATURILE DE TURNARE ALE OȚELURILOR ÎN FORME.

Dimensiunile pieselor	capacitatea oalei	Marca oțelului	Temperatura metalului în oală înainte de turnare, °C: Piese cu pereți subțiri și complicate	Piese turnate sensibile la crăpături
Piese mari, 15...100 t Media, cca 24 t.	30, 35 20	OT 450	1620...1580	1580...1550
		OT 550	1610...1570	1570...1540
Piese mari și medii, 15t Media, cca 3t	6...7 15, 20	OT 450	1590...1570	1570...1550
		OT 550	1580...1560	1560...1540
		T35 MSNC 260	1560...1550	1550...1540
		T130 Mn 135	1440...1430	1430...1420
Piese pînă la 5 t Media, 840 Kgr.	6...7 15, 20	OT 450	1580...1570	1570...1560
		OT 550	1570...1560	1560...1550
		T35 MSNC 260	1560...1550	1550...1540
		T130 Mn 135	1440...1430	1430...1420
Piese mici sub 2 t Media, 170 Kgr.	6...7	OT 450	1580...1570	1570...1560
		OT 550	1570...1560	1560...1550
		T35 MSNC 260	1560...1550	1550...1540
		T130 Mn 135	1450...1440	1440...1430

TRATAMENTUL TERMIC AL PIESELOR TURNATE DIN OTEL CARBON

Simbolul oțelului	Tratamentul termic	Temperatura °C	Proporția de perlită %	Duritatea Brinell max.
OT 400	Recoacere	920	20	140
	Normalizare	930	20	140
OT 450	Recoacere	900	30	156
	Normalizare	920	30	156
OT 500	Recoacere	880	40	170
	Normalizare	900	40	170
OT 550	Recoacere	860	50	200
	Normalizare	890	50	200
	Revenire	560 – 580	50	200
OT 600	Recoacere	840	60	210
	Normalizare	880	60	210
	Revenire	560 – 580	60	210
OT 700	Recoacere	830	70	220
	Normalizare	870	70	220
	Revenire	560 – 580	70	220

MATERIALE OXIDANTE PENTRU ACCELERAREA PROCESULUI DE OXIDARE

Nr. crt.	Denumirea adaosului	Caracteristici	Modul de utilizare
1.	Minereu de fier	53...64% Fe	Se adaugă în bucăți
		< 5% SiO_2	
		< 0,28% P	
2.	Minereu de mangan.	35...59 % Mn.	Se utilizează la elaborarea oțelului ca adaos de oxidare și pt. ridicarea conținutului de Mn.
		4...10 % SiO_2	
		0.15...0.19% P	
3	Arsură (țundăr)	70.5 % Fe	Se adaugă în porții succesive.
		2.5% SiO_2	
		1.0 % MnO	
		0.04% P	
		0.02 % S	
4	Oxigen	In stare gazoasă	Se introduce sub presiune de 6...8 atm.
		99.5% O_2	

MATERIALE DEZOXIDANTE ȘI DE ALIERE.

Materiale dezoxidante	Număr STAS	Materiale de aliere	Numar STAS
Feromangan	7435-74	Feromangan	7435-65
Ferosiliciu	7436-75	Ferosiliciu	7436-66
Ferotitan	7434-76	Ferocrom	7438-74
Aluminiu	7607-62	Ferowolfram	8139-68
Aliaj de Al, Mn, Si	-	Feromolibden	7038-74
Silico mangan	7037-66	Ferotitan	7434-76
		Ferovanadiu	GOST 4760
Silico-calciu	7036-74	Ferobor	7437-78
Ferosilicozirconiu	7036-64	Nichel	GOST 849
Siliciu	GOST 2163	Cobalt	GOST 123

Marca	FEROMANGAN				
	Compoziția chimică, %				
	Mn	C	Si	P	S
FeMn 1	80	0,5	2,0	0,30	0,03
FeMn 2	80	1,0	1,5	0,30	0,03
FeMn 3	80	1,0	2,0	0,30	0,03
FeMn 4	80	1,5	2,5	0,35	0,03
FeMn 5	75	2,0	2,0	0,35	0,03
FeMn 6	75	7,0	1,0	0,35	0,03
FeMn 7	75	7,0	1,5	0,35	0,035
FeMn 8	75	7,0	2,0	0,50	0,03
FeMn 9	75	7,0	4,0	0,50	0,04
FeMn 10	75	7,5	4,0	0,55	0,04
FeMn 11	65	7,0	5,0	0,60	0,045

Marca	FEROSILICIU					
	Compoziția chimică, %					
	Si	Mn	Cr	P	S	Al
		maxim				
FeSi 1	87–94	0,50	0,20	0,04	0,04	2,5
FeSi 2	72–78	0,70	0,30	0,05	0,04	1,8
FeSi 3	72–78	0,70	0,50	0,05	0,04	3,0
FeSi 4	40–47	1,00	0,60	0,05	0,04	2,0
FeSi 5	20–30	1,50	0,90	0,06	0,04	1,0
FeSi 6	12–17	1,25	1,00	0,10	0,04	0,8

Ferosiliciul se livrează în bucăți, a căror masă trebuie să nu depășească 25 kg.

SILICOCALCIU							
Marca	Compoziția chimică, %						
	Ca	Si	Fe	Al	C	S	P
	min		max.				
SiCa 20	20	50	15,0	2,0	0,5	0,04	0,05
SiCa 25	25	55	12,0	2,0	0,5	0,04	0,05
SiCa 30	30	55	6,0	2,0	0,5	0,04	0,05

Granulația va fi cuprinsă în limitele 20... 50 mm.

FEROSILICOMANGAN					
Marca	Compoziția chimică, %				
	Si	Mn min	C	P	S
			max.		
Fe Si Mn 10	10,0 13,9	64	3,5	0,25	0,03
Fe Si Mn 14	14,0 16,9	64	2,5	0,20	0,03
Fe Si Mn 17	17,0 19,9	65	2,0	0,20	0,03
Fe Si Mn 20	20,0 25,9	65	1,5	0,20	0,03
Fe Si Mn 26	26,0 și peste	60	1,0	0,20	0,03

FEROMOLIBDEN									
Marca	Compoziția chimică, %								
	Mo	C	Si	P	S	Cu	Sn	Sb	Pb
	min	max.							
Fe Mo 1	65,0	0,05	0,8	0,04	0,08	0,5	0,02	0,02	0,05
Fe Mo 2A	55,0	0,10	1,5	0,08	0,12	0,8			0,05
Fe Mo 2B		0,20	2,0	0,10	0,15	1,0			—
Fe Mo 3	50,0	0,50	5,0	0,15	0,20		—	—	

CROM METALIC															
Marca	Compoziția chimică, %														
	Cr. min	C	Si	S	P	Al	Fe	N_2	Cu	Pb	Zn	Sn	As	Sb	B
Cr 99	99,0	0,03	0,3	0,02	0,02	0,3	0,6	0,05	0,01	0,006	0,005	0,004	0,01	0,008	0,0005
Cr 98,5	98,5	0,03	0,4	0,02	0,03	0,5	0,6	—	0,02	—	—	—	—	—	—
Cr 98	98,0	0,04	0,5	0,03	0,03	0,7	0,8	—	0,04	—	—	—	—	—	—
Cr 97	97,0	0,05	0,05	0,03	1,5	1,2		—	—	—	—	—	—	—	—

FEROCROM									
Denumirea feroaliajului	Grupa	Marca	Compoziția chimică, %						
			Cr min	C	Si	S	P	Al	N2
					maxim				
Ferocrom cu conținut foarte mic de carbon	1	FeCr 1.1	70	max. 0,0	0,8	0,007	0,02	–	0,03
		FeCr 1.2	70	max 0,02	0,8	0,03	0,02	0,07	–
		FeCr 1.3	70	max. 0,02	1,0	0,03	0,02	0,07	–
		FeCr 1.4	60	max 0,04	1,0	0,05	0,05	0,07	–
		FeCr 1.5	60	max. 0,04	1,8	0,05	0,05	0,07	–
		FeCr 1.6	65	max 0,05	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.7	65	max 0,05	1,5	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.8	65	max 0,06	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.9	65	max 0,06	1,5	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.10	65	0,07–0,10	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.11	65	0,07–0,10	1,5	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.12	60	0,11–0,15	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.13	60	0,11–0,15	1,5	0,03	0,05	–	–
		FeCr 1.14	65	max. 0,2	1,5	0,03	0,03	–	–
Ferocrom cu conținut mic de carbon	2	FeCr 2.1	60	0,16–0,25	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 2.2	60	0,16–0,25	2,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 2.3	60	0,26–0,50	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 2.4	60	0,26–0,50	2,0	0,03	0,05	–	–
Ferocrom cu conținut mediu de carbon	3	FeCr 3.1	60	0,51–1,00	1,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 3.2	60	0,51–1,00	2,0	0,03	0,05	–	–
		FeCr 3.3	60	1,01–2,00	1,0	0,04	0,05	–	–
		FeCr 3.4	60	1,01–2,00	2,0	0,04	0,05	–	–
		FeCr 3.5	60	2,01–4,00	1,0	0,04	0,05	–	–
		FeCr 3.6	60	2,01–4,00	2,0	0,04	0,05	–	–
Ferocrom cu conținut mare de carbon	4	FeCr 4.1	65	4,01–6,50	1,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.2	65	4,01–6,50	2,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.3	60	4,01–6,50	3,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.4	60	4,01–6,50	5,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.5	65	6,51–8,00	1,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.6	65	6,51–8,00	2,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.7	60	6,51–8,00	3,0	0,04	0,06	–	–
		FeCr 4.8	60	6,51–8,00	5,0	0,04	0,06	–	–

MANGAN METALIC

Marca	Compoziție chimică, %							Procedeu de obținere
	Mn min	Si	P	Fe	C	S	Total impurități	
Mn 99,5	99,75	–	0,005	–	0,02	0,01	0,05	Electroliză
Mn 99,70	99,70	–	0,01	–	0,10	0,10	0,30	
Mn 95,00	95,00	0,8	0,05	2,5	0,10	–	5,0	Electrotermie (silicotermie în cuptor electric)
Mn 93,00	93,00	1,8	0,07	3,0	0,20	–	7,0	

FEROFOSFOR

Marca	Compoziție chimică, %				
	P	Si	C	Mn	S
		max.			
FeP 14	14.....17,9	3,0	1,0	6,0	0,5
FeP 18	18.....21,9	1,0	0,5	6,0	0,5
FeP 22	22.....28	1,0	0,5	2,0	0,5

FEROTITAN

Denumirea feroaliajului	Grupa	Marca	Compoziție chimică, %						
			Ti min	C	Si/Ti	Al/Ti	Cu	S	P
				maxim					
FeTi cu conținut mic de carbon	1	FeTi 1,1	40	0,10	0,15	0,20	0,50	0,05	0,08
		FeTi 1,2	35	0,15	0,15	0,25	0,50	0,05	0,08
		FeTi 1,3	35	0,15	0,15	0,25	2,00	0,05	0,08
		FeTi 1,4	25	0,15	0,20	0,30	0,50	0,05	0,08
		FeTi 1,5	25	0,15	0,20	0,30	3,00	0,05	0,15
		FeTi 1,6	20	0,20	0,25	0,30	0,50	0,05	0,08
		FeTi 1,7	20	0,20	0,25	0,30	3,00	0,05	0,15
FeTi cu conținut mare de carbon	2	FeTi 2,1	20	6...8	0,30	0,10	2,00	0,08	0,06

Ferotitanul se livrează în bucăți, a căror masă nu trebuie să depășească 15 kg.

FEROCROM

Denumirea feroaliajului	Grupa	Marca	Compoziția chimică, %						
			Cr min	C	Si	S	P	Al	N2
					maxim				
Ferocrom cu azot	5	FeCr 5.1	70	max.0,10	1,0	0,025	0,03	–	0,5-1,0
		FeCr 5.2	70	max 0,10	1,0	0,025	0,03	–	1,01-1,25
		FeCr 5.3	70	max 0,10	1,0	0,025	0,03	–	1,26-1,50
		FeCr 5.4	65	max 0,06	1,0	0,04	0,03	–	max 4,0
		FeCr 5.5	60	max 0,03	1,0	0,04	0,04	–	min 4,0
		FeCr 5.6	60	max 0,10	1,5	0,04	0,03	–	max 4,0

FEROVANADIU

Marca	Compoziția chimică, %								
	V	C	Mn	Si	Cu	As	Al	P	S
	min.	maxim							
FeV 1	75	0,10	0,4	0,8	0,1	0,05	2,0	0,05	0,05
FeV 2	75	0,15	0,6	1,0	0,1	0,05	2,5	0,10	0,10
FeV 3	60	0,20	–	1,2	–	0,05	2,5	0,10	0,10
FeV 4	50	0,75	–	2,0	–	0,05	0,5	0,10	0,10
FeV 5	40	0,75	–	2,5	–	0,05	0,5	0,10	0,10

FEROSILICOCROM

Marca	Compoziția chimică, %				
	Si	Cr	C	P	S
			max.		
FeCrSi 1	45,1....50	28.....36	0,03	0,02	0,01
FeCrSi 2	40,1....45	32....40	0,1	0,02	0,01
FeCrSi 3	35,1....40	35.....42	0,2	0,02	0,01
FeCrSi 4	30,1....35	40....45	0,7	0,04	0,03
FeCrSi 5	23,1....30	50....55	1,0	0,04	0,03
FeCrSi 6	18,1.....23	45....50	3,5	0,04	0,03
FeCrSi 7	10.....18	55....60	6,0	0,04	0,03

ALUMINIU PRIMAR

Marca	Al % min	Impurităţi						
		Fe	Si	Cu	Zn	Ti	Alte impurităţi	Total impurităţi
A - Aluminiu de înaltă puritate								
Al 99,99	99,99	0,006	0,005	0,003	0,003	0,002	0,001	0,010
Al 99,95	99,95	0,030	0,030	0,015	0,005	0,002	0,005	0,050
Al 99,90	99,90	0,100	0,100	0,010	0,006	0,030	0,010	0,100
B - Aluminiu tehnic								
Al 99,8	99,8	0,15	0,015	0,01	0,06	0,03	0,01	0,20
Al 99,7	99,7	0,25	0,20	0,01	0,06	0,03	0,01	0,30
Al 99,6	99,6	0,35	0,25	0,02	0,07	0,03	0,02	0,40
Al 99,5	99,5	0,40	0,30	0,02	0,07	0,03	0,03	0,50
Al 99,3	99,3	0,50	0,40	0,02	0,07	0,03	0,03	0,70
Al 99,0	99,0	0,60	0,50	0,02	0,08	0,03	0,03	1,00
Al E	99,5	0,35	0,15	0,01	0,03	*)	0,01	0,50

*) Suma impurităţilor nu va depăşi 0,02%, iar conţinutul fiecăruia nu va depăşi 0,01%

FEROWOLFRAM

Marca	Compoziţia chimică %											
	W	Mn	Si	C	P	S	Cu	As	Sn	Sb	Pb	Bi
	min.	max.										
FeW 80	80	0,2	0,3	0,2	0,03	0,05	0,10	0,05	0,10	0,04	0,05	0,03
FeW 72	72	0,2	0,3	0,2	0,04	0,06	0,15	0,05	0,10	0,05	0,05	—
FeW 65	65	0,5	1,2	0,7	0,10	0,10	0,30	0,08	0,20	0,05	—	—

VAR INDUSTRIAL					
Caracteristici	Tip I	Tip II	Tip III	Tip IV	Tip V
Oxid de calciu (CaO), % minim		96		93	
Oxizi de calciu și magneziu (CaO + MgO) activi, % minim	93	92	90	87	78
Oxid de magneziu (MgO), % maxim		1,3		2,0	
Trioxid de aluminiu și trioxid de fier (Al_2O_3 + Fe_2O_3), % maxim		1,0		2,0	
Bioxid de siliciu (SiO_2), % maxim		1,0		2,0	
Sulfuri (exprimate ca S), % maxim		0,1		0,2	
Rezidu la stingere, % maxim	—	7	9	—	

COCS DE PETROL				
Caracteristici	Condiții de admisibilitate			
	Calitatea I			Calitatea II
	Tip A	Tip B	Tip C	
Aspect	granule neuniforme de culoare neagră			
Granulație, mm	5...200	—	—	—
- trece prin ciurul 10 STAS 1077-67, % maxim	—	50	—	—
- trece prin ciurul 5 STAS 1077-67 % maxim	20	—	—	—
Umiditate, % maxim	2,0	2,0	2,0	2,0
Cenușa, % maxim	0,6	0,6	0,6	1,0
Sulf, % maxim	0,8	0,8	0,8	0,8
Materii volatile, % maxim	11,0	11,0	11,0	15,0
Substanțe solubile în benzen, % maxim	2,5	2,5	2,5	2,5
Substanțe solubile în apă, % maxim	0,2	0,6	0,6	1,0
Siliciu plus fier, % maxim	0,1	0,1	—	—
Titan plus vanadiu, % maxim	0,01	—	—	—
Putere calorifică superioară, kcal/kg	8200	8200	8200	8200

CALCAR PENTRU INDUSTRIA SIDERURGICĂ			
Caracteristici	Condiții de admisibilitate		
Oxid de calciu (CaO), %, minim	53	52	50
Oxid de magneziu (MgO), %, maxim	1,5	2,0	3,0
Pierderi la calcinare (PC), %, minim	42	41	40
Oxizi acizi (SiO_2 + Al_2O_3), %, maxim	1,5	2,5	3,5
Sulf (S), %, maxim	0,1	0,2	0,3
Fosfor (P), %, maxim	0,1	0,2	0,3

FONTE PENTRU AFINARE UTILIZATE LA ELABORAREA OȚELURILOR (STAS 882-65)

Marca	Siliciu %	Clasa corespunzătoare conținutului de:											
		Mangan %				Fosfor %				Sulf %			
		1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
FAK 0	max 0.75	max 1	1.01... 1.75	1.76... 2.5	2.51... 3.5	max 0.15	max 0.2	max 0.3	max 0.5	max 0.03	max 0.05	max 0.06	max 0.07
FAK 1	0.76... 1.25	max 1	1.01... 1.75	1.76... 2.5	2.51... 3.5	max 0.15	max 0.2	max 0.3	max 0.5	max 0.03	max 0.05	max 0.06	max 0.07
FAK 2	0.20... 0.60	0.8... 1.5	–	–	–	–	–	–	1.6... 2.0	–	–	–	max 0.08
FAK 3	0.70... 1.25	0.5... 0.8	–	–	–	–	–	–	max 0.07	–	–	max 0.06	–
FAK 4	1.26... 1.75	0.6... 1.2	–	–	–	–	–	–	max 0.07	–	max 0.04	–	–

CARACTERISTICILE UNOR CUPTOARE CU ARC

Caracteristici	DS-o5	DS-1,5	DS-3	DSP-1,5	DSP-3	DC-5Mt	DSP-6	DSP-12	DSP-25	DSP-5o	DSP-1oo	DSP-2oo
Capacitatea nominală, t	o,5	1,5	3	1,5	3	5	6	12	25	5o	1oo	2oo
Diametrul electrodului de grafit, mm.	15o	2oo	3oo	2oo	2oo	3oo	35o	4oo	4oo	5oo	555	61o
Puterea transformatorului, KVA	4oo	1ooo	15oo	1ooo	18oo	28oo	28oo	5ooo	9ooo	15ooo	25ooo	45ooo
Tensiunea în primarul transformatorului, KV	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	6;1o	35	35	35
Numărul de trepte	12	12	12	12	12	12	12	12	12	23	23	23
Limitele tensiunii secundare, V	213-123	225-13o	245-14o	225-13o	245-14o	257-114	257-114	278-116	318-118	368-126	417-131	592-164
Curentul maxim pe electrod, KA	11oo	26oo	425oo	1ooo	425o	63oo	63oo	1o4oo	1635o	235oo	346oo	44ooo
Diametrul interior al mantalei (Dn), mm.	17oo	23oo	27oo	24oo	276o	32oo	319o	376o	445o	58oo	675o	85oo
Diametrul băii (Db), mm.	1ooo	16oo	2ooo	14oo	172o	227o	223o	274o	354o	4566	516o	71oo
Adîncimea băii (hb), mm.	215	275	34o	36o	4oo	33o	425	555	775	89o	1o8o	148o
Inălţimea spaţiului de lucru (la prag pînă la nivelul bolţii) (hsl), mm.	7oo	8oo	9oo	85o	1ooo	13oo	1o8o	13oo	145o	19oo	215o	31oo
Consumul specific teoretic de energie (Kwh/t)	65o	625	6oo	55o	525	5oo	5oo	47o	46o	44o	42o	4oo
Consumul de apă de răcire m^3/h	3	5	7	5	7	1o	2o	3o	35	4o	6o	12o
Masa totală a agregatului, t	5,2	1o,5	11	14	35	45	45	8o	14o	235	46o	116o

BIBLIOGRAFIE

1. ALBITA,Gh., RADULESCU,C. - Bazele proceselor de turnare a metalelor şi aliajelor. Bucureşti, Editura tehnică, 197o.
2. BRABIE,V., BRATU,C., CHIRA,I. - Elaborarea şi turnarea oţelului. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1979.
3. BRABIE,V. - Formation of inclusions in steel by air reoxidation during tuming. Royal Institute of Technology Stockholm. Teză de doctorat, 1976.
4. BRABIE,V. - Studii şi cercetări privind formarea incluziunilor în oţeluri, ca urmare a reoxidării la turnare. Metalurgia, nr.1o, 1983.
5. BRATU,C., SOFRONI,L., BRABIE,V. - Termofizica proceselor de turnare. Institutul Politehnic Bucureşti, 1984.
6. BRATU,C., SOFRONI,L., BRABIE,V. ş.a. - Aplicaţii şi probleme de tehnologia turnării aliajelor. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1983.
7. BRATU,C., ISTRATE,Gh. ş.a. - Indrumar pentru activitatea de microproducţie în secţia turnătorie de aliaje neferoase şi oţel. Institutul Politehnic Bucureşti, 198o.
8. BRISCAN,D. - Bazele teoretice ale turnării. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1966.
9. DOBROVICI,D., DRAGOMIR,I. ş.a. - Aplicaţii şi probleme de metalurgie. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1979.
1o. DRAGOMIR,I., RUSU,E., SOIT,I. - Teoria proceselor siderurgice - lucrări practice. Institutul Politehnic Bucureşti, 1978.
11. EFIMOV,V.A. - Turnarea şi cristalizarea oţelurilor. Bucureşti, Editura tehnică, 1981.
12. EMI,T., IIDA,Y.- Impact of injection metallurgy of the quality of steel products. Scaninject III, part I, Jernkontoret, Lulea, 1983.
13. GADEA,S. ş.a. - Metalografie. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1974.

14. HILTY,D.C., FARRELL,J.W. - Modification of inclusions by calcium. 1o4 th AIME Annual Meting, New York, Februarie, 1975.
15. OHNO,A. - The solidification of metals. Tokio, Chijin Shokan Co.Ltd., 1974.
16. RADULESCU,C., ALBITA,Gh. - Reţele de turnare. Bucureşti, Editura tehnică, 1971.
17. SOFRONI,L. - Elaborarea şi turnarea aliajelor. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1975.
18. SOFRONI,L., BRABIE,V., BRATU,C. - Bazele teoretice ale turnării. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 198o.
19. SAXENA,S.K., ENGH,T., PEDNEKAR,S. - Effect of injection of CaO - containing slag powder on deoxidation characteristics of aluminium - Killed steel. Scandinavian Journal of Metallurgy 4, 1975.
2o. STEFANESCU,C., CAZACU,I. - Tehnologii de executare a pieselor prin turnare. Bucureşti, Editura tehnică, 1981.
21. RAU,A., TRIPSA,I. - Metalurgia oţelului. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1973.
22. TRIPSA,I., PUMNEA,C. - Retopirea şi rafinarea oţelurilor. Bucureşti, Editura tehnică, 1984.
23. TRIPSA,I., PUMNEA,C. - Dezoxidarea oţelului. Bucureşti, Editura tehnică, 1981.
24. TRIPSA,I., VACU,S. ş.a. - Lucrări practice de metalurgia oţelului. Institutul Politehnic Bucureşti, 1976.
25. VACU,S. - Elaborarea oţelurilor aliate, vol.I şi II. Bucureşti, Editura tehnică, 198o şi 1984.
26. YAVOISKIY,V.I. - New investigations of the deoxidation process of steel formation and modifications of nonmetallic inclusions during coaling of steel ingot. The fourth Japan - U.R.S.S. Joint Symposium on Physical Chemistry of Metallurgical Process, Tokyo, 1973.
27. x x x - Elaborarea oţelului cu conţinut redus de sulf, prin desulfurarea acestuia în oală. Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică, 1984.
28. x x x - Aplicaţii la cursul de metalurgia fierului. Litografie, Institutul Regal de tehnologie, Stockholm, 1973.

29. x x x - Gjutteknik vid framställning av stalgjutgods. I.V.F.-Resultat, 74613, Octombrie, 1974.
30. x x x - Mekan resultat, 67oo2, februarie 1967.

Centrul de multiplicat cursuri
I.P.B. Splaiul Independenței 313
Tiparul executat sub comanda nr.38
Tiraj exemplare 209